VISIT…

Частные вопросы конечной баллистики

Издательство МГТУ
им. Н.Э. Баумана

Частные вопросы конечной баллистики

Под редакцией доктора технических наук, профессора,
академика РАРАН В.А. Григоряна

Москва
Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана
2006

УДК 623.438.3
ББК 68.513
Ч-24

Частные вопросы конечной баллистики / В.А. Григорян, А.Н. Белобородько, Н.С. Дорохов и др.; Под ред. В.А. Григоряна. — М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2006. — 592 с.: ил.

Ч-24

ISBN 5-7038-2798-1

Монография посвящена комплексу вопросов, связанных с баллистической защитой объектов бронетехники от воздействия ударно-кинетических боеприпасов. Кратко проанализированы конструктивные схемы существующих и прогнозируемых до 2010 г. основных средств поражения танков — бронебойных подкалиберных снарядов и кумулятивных боеприпасов. Приведены сведения о применяемых в броневой защите материалах, их физико-механических свойствах, типах брони, методиках ее испытаний и оценки стойкости, включая статистические методы. Значительное внимание уделено изучению процессов взаимодействия противотанковых средств поражения с монолитной, комбинированной броней и динамической защитой. Представлены физические и математические, включая численные, модели взаимодействия, количественные зависимости и расчетные методики. Изложены правила расчета и проектирования брони танков, в том числе с использованием элементов САПР.

Монография может быть полезна научным работникам, инженерам и военным специалистам, занимающимся разработкой защиты военной техники, а также студентам и аспирантам технических вузов и университетов.

УДК 623.438.3
ББК 68.513

Авторы:

В.А. Григорян, А.Н. Белобородько, Н.С. Дорохов, И.Ф. Кобылкин, А.В. Коновалов, В.М. Маринин, И.В. Соколов

Рецензенты:

Е.Н. Чистяков — начальник ОНТИ ОАО «НИИ стали»;

В.С. Соловьев — доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Высокоточные летательные аппараты» МГТУ им. Н.Э. Баумана

Авторский коллектив выражает свою благодарность Волковой Татьяне Васильевне и Кочешковой Ирине Борисовне за существенный вклад в подготовку рукописи к изданию.

ISBN 5-7038-2798-1

© ОАО «НИИ стали», 2006
© Оформление. Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2006

ПРЕДИСЛОВИЕ

Уважаемый читатель!

Проблема «снаряд — броня» достаточно стара. Но, пожалуй, никогда темпы соревнования между бронепробивной способностью средств поражения и уровнем бронезащиты не были так высоки, как в последние полвека. Появление и бурное развитие кумулятивных и бронебойных подкалиберных снарядов дали толчок качественному изменению защиты: произошел переход от монолитной стальной брони к комбинированным броневым структурам, которые включают в себя помимо стальных броневых слоев ряд других материалов и устройств, обеспечивающих защиту бронетехники в рамках приемлемой массы бронирования.

Значительный вклад в понимание механизмов взаимодействия бронебойных снарядов с монолитной броней и выявление связей между физико-механическими свойствами брони и ее стойкостью внесли в свое время исследователи ЦНИИ-48. Подлинно научным подходом к проблеме отличаются классические труды сотрудников Ленинградского физико-технического института им. А.Ф. Иоффе, на многие годы ставшие базовыми для советской школы исследователей и разработчиков броневой защиты. Не будет преувеличением сказать, что по глубине и методичности эти исследования намного опередили общемировые. Можно было бы упомянуть ряд других коллективов и отдельных ученых, также внесших выдающийся вклад в разработку указанной проблемы, однако, думаю, что это станет ясно из содержания книги.

Монография обобщает накопленный за вторую половину прошлого столетия опыт исследований и разработки броневой защиты. Она написана коллективом авторов, являющихся в основном сотрудниками Научно-исследовательского института стали. На протяжении многих лет они занимаются созданием различных типов бронезащиты для отечественной бронетехники. Изложенный в книге материал в значительной степени основан на собственных конструкторских разработках, теоретических и экспериментальных исследованиях.

Основная цель книги — ознакомить читателя с принципами построения современной броневой защиты. Материал излагается от простого — к сложному.

Гл. 1 посвящена описанию бронебойных подкалиберных снарядов и кумулятивных боеприпасов, представляющих в настоящее время наибольшую угрозу для бронирования сухопутной военной техники. Даны общие сведения о принципах и особенностях функционирования поражающих элементов (бронебойного сердечника, кумулятивной струи) в процессе проникания.

В гл. 2 приведены экспериментальные и теоретические методы определения стойкости брони к воздействию указанных поражающих средств.

Гл. 3 целиком посвящена монолитной стальной броне: ее составам, физико-механическим свойствам и законам сопротивления прониканию поражающих элементов различного типа — кумулятивной струи, срабатывающихся и несрабатывающихся кинетических инденторов. Рассмотрены модели их взаимодействия со стальными преградами конечной толщины с учетом углов встречи и атаки. Достаточно подробное исследование вопросов взаимодействия поражающих элементов различного принципа действия по монолитной броне позволяет перейти к исследованию защитных свойств более сложных броневых структур. В порядке возрастания сложности в гл. 4 – 6 последовательно рассмотрены двух- и многопреградные структуры защиты, многослойная (комбинированная) броня и, наконец, структуры, содержащие устройства динамической защиты. В гл. 5, посвященной многослойным структурам, особо рассмотрены вопросы, связанные с использованием броневой керамики как материала, обладающего аномально высокой противокумулятивной и противоснарядной стойкостью.

В гл. 7 представлены методические подходы к расчету и синтезу броневых структур, отвечающих заданным требованиям по противоснарядной и противокумулятивной защите.

Следует особо отметить, что при изложении материалов работ, рассмотренных в данной монографии, использовалась авторская символика, чем объясняется ее различие при обозначении одних и тех же параметров в разных главах.

По понятным причинам в книге отсутствуют конкретные рекомендации по проектированию защиты современной бронетанковой техники и не дано описание последних разработок в этой области. Вместе с тем, если материалы монографии помогут конструктору при проекти-

ровании бронезащиты или дадут дополнительный импульс для дальнейших исследований, касающихся процессов высокоскоростного соударения, авторы будут считать свою цель достигнутой.

Монография предназначена для научных работников, инженеров и военных специалистов, занимающихся разработкой и проектированием систем бронезащиты от действия мощных ударно-кинетических боеприпасов, а также может использоваться в процессе обучения аспирантами и студентами старших курсов университетов и технических вузов.

Доктор технических наук,
профессор, академик РАРАН
В.А. Григорян

Глава 1. ОСНОВНЫЕ ПРОТИВОТАНКОВЫЕ БОЕПРИПАСЫ. ПРИНЦИПЫ И ОСОБЕННОСТИ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ

1.1. Бронебойные подкалиберные снаряды

Наиболее распространенными средствами поражения брони танков к концу Второй мировой войны были бронебойные снаряды (БС) танковых и противотанковых пушек калибра 85...88 мм. Эти снаряды на дальности 2 км пробивали броню толщиной 150...155 мм под углом 0° и толщиной 50...55 мм под углом 60°.

Начальные скорости снарядов этих пушек достигали 1000 м/с. Стремление при той же энергетике орудия увеличить бронепробивную способность средств поражения привело к разработке бронебойных подкалиберных снарядов (БПС). Однако БПС периода Второй мировой войны имели преимущество перед калиберными снарядами только на небольших дальностях стрельбы из-за значительного падения скорости вследствие низких баллистических качеств БПС.

В 1950-х годах с появлением танков, которые можно отнести к первому послевоенному поколению, началось бурное развитие средств их поражения. Этапы развития средств поражения и новых типов брони танков за рубежом отражены в многочисленных обзорах, в частности, известного обозревателя Р.М. Огоркевича [1.1 – 1.8].

Одним из главных направлений работ того времени можно считать дальнейшее увеличение бронепробивного действия снарядов за счет кинетической энергии. Это достигалось увеличением калибра пушек по сравнению с калибрами пушек конца Второй мировой войны, повышением начальной скорости снарядов путем увеличения длины ствола, массы порохового заряда и создания БПС с отделяющимся после вылета из ствола поддоном. Для сердечников БПС стали применять твердые сплавы на основе карбида вольфрама и тяжелые сплавы на основе вольфрама и обедненного урана.

В конце 1950-х годов широкое распространение в странах НАТО получили английские 105-мм нарезные пушки L7 и их американская

модификация М68. В боекомплект этих пушек входили бронебойные подкалиберные, кумулятивные и бронебойно-фугасные снаряды. Бронебойные подкалиберные снаряды типа APDS (Armour Piercing Discarding Sabot — бронебойный с отделяющимся поддоном) были двух видов: снаряд с индексом L28A1, имеющий сердечник из карбида вольфрама, обладал относительно высокой бронепробивной способностью при небольших углах встречи; снаряд с индексом L52A1 имел сердечник из пластичного вольфрамового сплава и из-за деформирования уступал сердечнику снаряда L28A1 при действии по броне на малых углах, но превосходил его при действии по броне на больших углах встречи.

Если сравнивать БПС L28A1 и L52A1 с БС конца Второй мировой войны, то можно отметить, что эти БПС имеют более высокие начальные скорости (примерно 1500 м/с вместо 1000 м/с), меньшее падение скорости на дистанции и более высокую бронепробивную способность: пробиваемая толщина стальной брони средней твердости при обстреле БПС с дальности 2 км под углами 0...30° составляет 250...300 мм, а под углами 60...70° — 110...120 мм, т. е. под малыми углами в 2,2 – 3,0 раза, а под большими углами— в 2,1 – 2,4 раза больше, чем при обстреле БС.

В начале 1960-х годов стало ясно, что дальнейшее улучшение стабилизируемых вращением снарядов типа APDS не имеет перспектив, так как у снарядов этого типа относительная длина (отношение длины сердечника l_c к его диаметру d) уже была доведена до верхнего предела (при отношении l_c/d, равном приблизительно 5 – 7, вращение, сообщаемое снаряду в нарезном стволе, не обеспечивает требуемой устойчивости его в полете).

Было установлено, что для реализации более высокого значения отношения l_c/d необходимо перейти от стабилизации снаряда вращением к обеспечению его устойчивости в полете за счет оперения. Для этого необходимо было либо свести до минимума или устранить вовсе вращение, сообщаемое снаряду в нарезном стволе, либо перейти к гладкому стволу.

Англия и США в своих новых разработках пошли по первому пути, применяя для устранения вращения снарядов при стрельбе из нарезных пушек проворачивающиеся ведущие пояски, назначение которых — обтюрировать пороховые газы и в то же время избежать передачи значительной скорости вращения снаряду. В ФРГ начались разработки гладкоствольной пушки и снарядов к ней.

В середине 1970-х годов снаряды типа APDS стали вытесняться стреловидными, большого удлинения, с отделяющимся поддоном, стабилизируемыми оперением снарядами типа APFSDS (Armour Piercing Fin Stabilized Discarding Sabot). В странах НАТО за короткий период были разработаны снаряды этого типа, различающиеся по калибру, конструкции и применяемым материалам. Основные характеристики зарубежных снарядов типа APFSDS, принятых к серийному производству или находящихся на стадии опытных разработок начиная с 1970-х годов, приведены в табл. 1.1.

О некоторых конструктивных особенностях снарядов различных типов можно судить по рис. 1.1 – 1.3 (материалы представлены на основе изучения зарубежной информации [1.9 – 1.47 и др.], а также аналитических исследований).

Если в период Второй мировой войны и непосредственно после нее диаметр сердечника составлял 50...70 % от калибра ствола, то у снарядов APFSDS он лежит в пределах 32...38 %. Применяемые для изготовления сердечников материалы имеют высокие значения плотности и прочности. Плотность вольфрамовых сплавов 16,8...17,6 г/см^3, сплавов на основе обедненного урана (далее — урана) — примерно 18,6 г/см^3. Сердечники из урана имеют некоторые преимущества по бронепробиваемости перед снарядами из вольфрамовых сплавов (до 10 % при действии по гомогенной броне).

Новые снаряды имеют и лучшие баллистические характеристики: бóльшую начальную скорость и меньшее падение скорости по дальности (например, 92 м/с и 120...130 м/с на 2 км у снарядов M111 и DM23 соответственно вместо 210 м/с у снаряда L28).

В результате перечисленных выше мер сердечники снарядов типа APFSDS сосредоточивают бóльшую кинетическую энергию на меньшей площади контакта с броней, чем равные им по массе сердечники снарядов типа APDS, и поэтому пробивают более толстую броню (в 1,4–1,7 раза, т. е. 150...190 мм вместо 110...120 мм при угле встречи 60°).

Принципиально новой особенностью БПС типа APFSDS является увеличение толщины пробиваемой брони в направлении действия снаряда с увеличением углов встречи с броней вплоть до углов рикошета (до 78° и более).

Так, если снаряды типа DM13 к 120-мм немецкой пушке «Рейнметалл» при углах встречи с броней 0...30° пробивают с 2 км 320...350 мм стальной брони, то при угле встречи 60° их бронепробивная способность достигает 400...440 мм по горизонтали, что на 20 % больше, чем при малых углах встречи.

Таблица 1.1

Характеристики зарубежных БПС типа APFSDS

Индекс снаряда (страна)	Год принятия на вооружение	Общая масса снаряда, кг	Начальная скорость V_0, м/с	Скорость на дальности 2 км $V_{2\,км}$, м/с	Бронепробитие на дальности 2 км, мм ($\alpha = 60°$)	Характеристики активной части	
						Масса, кг	Длина, мм / Диаметр, мм
Калибр 105 мм							
NP105 A2 (Австрия)*	—	—	1460	1350	200	—	473 / 22
L64A4 (Великобритания)*	1978	6,12	1490	1370	170	3,3	476 / 28
HG/62 (Великобритания)*	1988	6,12	1490	1365	200	—	— / 25
DM... (Германия)*	1979	6,27	1450	1358	160–170	3,79	271 / 33
M111 (Израиль)*	—	6,27	1455	1363	170	3,8	327 / 33
M774 (США)**	1979	5,8	1508	1380–1390	180	3,4	345,8 / 26
M833 (США)**	1983	6,19	1485	1365	250	3,7	427,2 / 24
OFL105 F1 (Франция)*	1981	5,80	1525	1400	180	3,6	— / 26
OFL105 E2 (Франция)*	1988	6,20	1525	1400	260–270	—	—
Калибр 120 мм							
CHARM1 (Великобритания)**	1994	—	—	—	270–280	—	—
CHARM3 (Великобритания)**	1999	—	—	—	370	—	—
DM13 (Германия)*	1979	7,22	1650	1530	220	—	— / 38
DM23 (Германия)*	1985	7,20	1650	1540	240	4,3	380 / 32

Окончание табл. 1.1

Индекс снаряда (страна)	Год принятия на вооружение	Общая масса снаряда, кг	Начальная скорость V_0, м/с	Скорость на дальности 2 км $V_{2\text{ км}}$, м/с	Бронепробитие на дальности 2 км, мм ($\alpha = 60°$)	Характеристики активной части	
						Масса, кг	Длина, мм / Диаметр, мм
DM33F1 (Германия)*	1988	7,40	1650	1500	270–280	—	532 / 28
DM43 (Германия)*	1995	7,2	1700	—	320–350	—	508 / 21
DM53 (Германия)*	2000	—	—	—	300–320	—	—
M827 (США)**	1979	7,22	1650	—	260	—	— / 38
M829 (США)**	1985	7,40	1665	1560	270–280	4	460 / 27
M829A1 (США)**	1989	8,6–9,1	1707	—	350	—	— / 24,2
M829A2 (США)**	1992	7,3	1680	—	370	—	— / 24,2
M829A3 (США)**	2003	—	—	—	400	—	—
OFL120 G1 (Франция)*	—	6,2	1650	1525	270–290	3,6	— / 26
PROCIPAC (Франция, Германия)**	Находится в разработке	—	1780	—	345–360	—	—
Калибр 140 мм							
XM946 (США)**	1997	11,1	1800	—	450–500	—	870 / 24

* Материал сердечника — вольфрамовый сплав.

** Материал сердечника — обедненный уран.

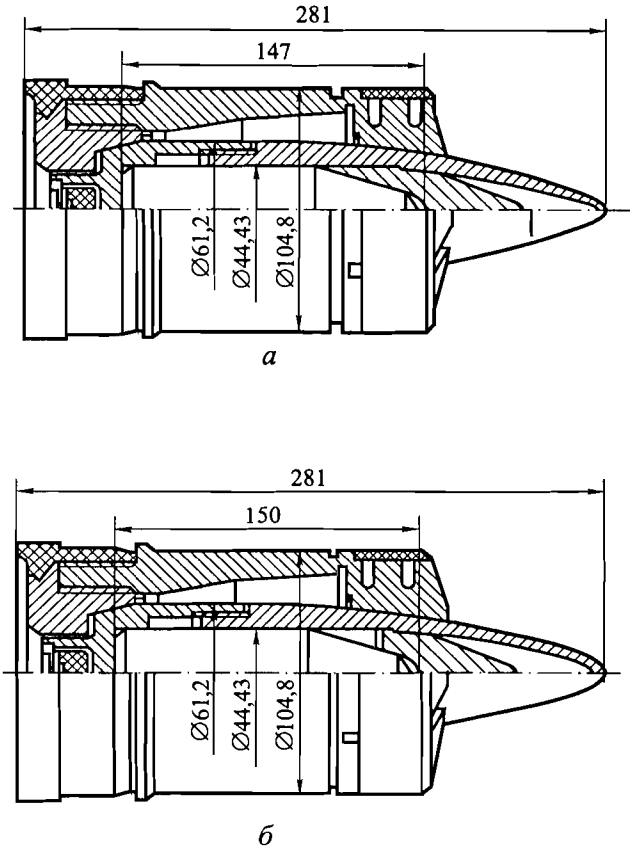


Рис. 1.1. Английские 105-мм БПС L28A1 (*а*), L52A1 (*б*) типа APDS

Бронебойные сердечники снарядов типа APFSDS в настоящее время (и в обозримой перспективе) представляют для лобовой защиты танка наибольшую угрозу. В последние годы БПС в значительной степени вытеснили из боекомплектов танков кумулятивно-осколочные снаряды. Из всего спектра средств поражения танков реальную конкуренцию БПС пока составляют вновь разрабатываемые противотанковые управляемые ракеты (ПТУР) с тандемными кумулятивными боевыми частями и гиперзвуковые противотанковые управляемые ракеты (ГПТУР) с бронебойными сердечниками.

Однако наметившаяся тенденция к переходу на новые калибры танковых пушек (140...150 мм) к середине XXI в., по-видимому, вновь обострит конкуренцию между артиллерийскими выстрелами и управляемым вооружением.

Сосредоточение максимума кинетической энергии на минимуме площади контакта обусловило следующие направления совершенствования выстрелов с БПС.

1. Повышение начальных скоростей снаряда при сохранении или даже увеличении массы сердечника. Это достигается, наряду с поэтапным переходом на увеличенные калибры, совершенствованием метательных зарядов и улучшением параметров внутренней баллистики.

Рис. 1.2. Американские БПС типа APFSDS:
а — 105-мм M833 [1.45]; *б* — 120-мм M829 A2 [1.46]

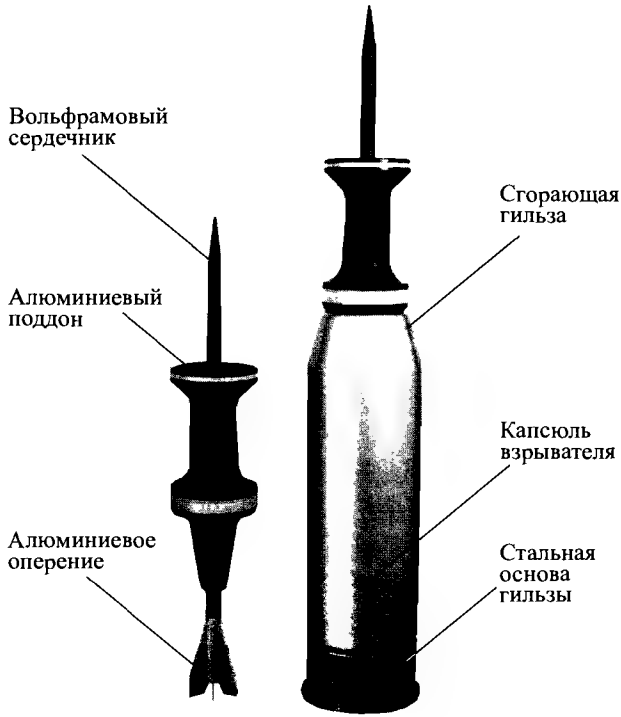


Рис. 1.3. Немецкий 120-мм БПС типа APFSDS индекса DM43A1

Начальная скорость, например, современных американских БПС 120-мм танковых пушек составляет 1665 м/с у M829 и 1707 м/с у M829A1. Имеются сведения об отработке БПС с начальными скоростями свыше 2000 м/с.

Стремление к повышению начальной скорости даже в рамках одного калибра объясняется желанием сохранить интенсивность роста бронепробивной способности сердечника с увеличением его удлинения в связи с нелинейностью этой взаимосвязи (коэффициент «использования» длины сердечника с увеличением удлинения уменьшается, и для его поддержания на постоянном уровне необходимо повышение ударных скоростей). Например, БПС 140-мм пушки с удлинением сердечника около 40, по расчетам, должен иметь начальную скорость свыше 1830 м/с. Одним из рациональных путей повышения кинетической энергии активной части снаряда при этом является минимизация массы таких «паразитных» (для процесса бронепробития) частей, как ведущее устройство, хвостовое оперение, баллистический наконечник и другие,

для чего используются новейшие достижения в области материаловедения и точных технологий.

2. Минимизация потерь скорости полетной части снаряда на траектории. Это достигается совершенствованием параметров как внутренней, так и внешней баллистики в результате улучшения характеристик пушки, ведущего устройства снаряда и аэродинамических качеств его полетной части. Потеря дульной скорости современных серийных БПС (например, M829A1 к 120-мм пушке танка M1A1) не превышает 73,6 м/с на дистанции 2 км (для сравнения: аналогичный показатель для стабилизированных вращением БПС типа APDS к 105-мм пушкам составлял не менее 180 м/с, а для первых поколений БПС рассматриваемого здесь типа APFSDS — 110...130 м/с).

3. Увеличение удлинения сердечников наряду с повышением физико-механических характеристик сплавов на основе вольфрама и урана, из которых изготовляются сердечники современных БПС. В последнее время появилась информация о работах по приданию сердечникам дифференцированных по длине свойств, что, по замыслам разработчиков, обеспечит более рациональное расходование массы сердечника на разных стадиях пробития броневых преград. Одной из попыток оптимизировать процесс расходования энергии снаряда при пробитии является сочетание в единой конструкции активной части БПС тяжелосплавных (срабатывающихся) и твердосплавных (несрабатывающихся) элементов.

Для отечественных разработок подобный подход не нов, он нашел практическое воплощение в ряде принятых на вооружение выстрелов. За рубежом, по имеющимся сведениям, эти работы не вышли за рамки исследовательских, что, по-видимому, объясняется трудностями в преодолении отрицательных моментов (в основном в разделении траектории твердосплавного и тяжелосплавного сердечников в ходе проникания), возникающих в процессе пробития снарядами подобных конструкций многослойной брони современных типов.

Главными особенностями бронепробивного действия современных БПС, обусловившими приоритетность их разработки, являются:

– относительно слабая «чувствительность» БПС по сравнению с кумулятивными боеприпасами к различного рода деструктивным воздействиям со стороны броневой защиты. Так, снижение бронепробивной способности у современных БПС на многослойных структурах защиты в 3–5 раз меньше, чем у кумулятивных боеприпасов. Объясняется это тем, что отработка оперенных БПС всех модификаций

в странах НАТО с самого начала велась на специальных многослойных мишенях, что обеспечило достаточно высокую эффективность принятых на вооружение снарядов;

– более мощное забронебое действие БПС по сравнению с кумулятивным снарядом;

– слабая зависимость бронепробивной способности срабатывающихся моноблочных сердечников от углов встречи с броней вплоть до углов примерно 50°.

При бóльших углах встречи (до углов рикошета) пробиваемая по ходу снаряда горизонтальная толщина возрастает. Разница в толщинах при углах встречи 0...30° и 60...70° для некоторых снарядов достигает 80 мм при ударных скоростях 1700 м/с. Эта величина линейно убывает по мере уменьшения ударной скорости. Можно считать теоретически и экспериментально установленным фактом, что причиной такого поведения моноблочных сердечников является укорочение их траектории в броне при пробитии под большими углами. Это происходит из-за преобладания тыльных краевых эффектов, приводящих на завершающей стадии пробития к нормализации (укорочению) траектории сердечника, над лицевыми, которые, наоборот, способствуют денормализации (удлинению траектории) сердечника.

Подобный факт объясняется следующим. Несрабатывающиеся твердосплавные сердечники до полного погружения головной части в преграду испытывают денормализующие («выталкивающие» из брони) усилия, обусловленные восприятием сердечником как жестким телом полной реакции брони, характеризующейся давлением порядка 10 000 МПа и выше. Срабатывающиеся сердечники, благодаря своеобразному пластическому шарниру в зоне контакта, испытывают денормализующие усилия, обусловленные лишь динамическим пределом текучести материала самого сердечника, не превышающим 1 800 МПа, т. е. в 5–6 раз ниже. По этой причине на начальных этапах проникания, когда стержень еще срабатывается незначительно и его момент инерции, сопротивляющийся угловому развороту, существенно больше, чем у компактного жесткого сердечника, его денормализация даже при углах встречи 60...70° не превышает 1°, тогда как в аналогичных условиях при обстреле БПС с твердосплавными сердечниками толстых бронеплит наблюдается частичный или полный рикошет. При проникании жесткого сердечника его нормализация на конечных этапах пробития тыльных слоев преграды уже не в состоянии компенсировать удлинение траектории в лицевых слоях.

Как показывают исследования, при одной и той же скорости длина траектории срабатывающегося сердечника при косом пробитии практически равна длине траектории при пробитии по нормали, а благодаря тому, что в пробитую толщину входит и высота выбиваемой пробки, практически одинаковая при всех углах встречи, ее величина по ходу определяет разницу в защищающих горизонтальных толщинах брони при больших и малых углах встречи.

За рубежом, в попытке «выровнять» кривую бронепробивной способности БПС, приняты некоторые конструктивные меры по искусственному удлинению сердечника благодаря использованию объемов баллистического наконечника. В некоторых случаях (например, в БПС M111) это достигается установкой в пространстве под баллистическим наконечником набора цилиндрических стержней, образующих ступенчатый конус перед основным корпусом и не связанных жестко друг с другом и основным корпусом. В других конструкциях (например, в БПС NP105) для этой цели используется сам баллистический наконечник, выполненный сплошным заодно с корпусом, но с кольцевой выточкой у основания наконечника, что обеспечивает нормальное проникание основного корпуса при угловом соударении, улучшая в то же время условия входа корпуса в броню при малых углах встречи.

В отечественной практике с целью выровнять кривую зависимости пробиваемой толщины брони от угла взаимодействия $b = f(\alpha)$ разработали снаряды с тяжелосплавными сердечниками в хвостовой части. При такой установке сердечник движется в направлении вектора скорости снаряда в течение всего периода взаимодействия, обеспечивая на последнем этапе эффективное проникание. Отечественный снаряд такой конструкции характеризуется плавной зависимостью $b/\cos\alpha = f(\alpha)$ при несущественной разнице толщин, пробиваемых при малых и больших углах взаимодействия.

Тенденции развития современных оперенных БПС с экстраполяцией до 2010 г. представлены на рис. 1.4. Анализ выполнен применительно к наиболее представительному классу БПС танковых пушек американского танка M1 всех модификаций. Если указанная тенденция сохранится, то к 2010 г. бронепробивная способность БПС 140-мм пушки может достичь 1150 мм стальной брони на дальности 2 км. Аналогичные тенденции наблюдаются при рассмотрении выстрелов с БПС танковых пушек и других стран НАТО, в частности, БПС DM13, DM23, DM33, DM43, DM53 120-мм пушек немецкого танка «Леопард-2».

Успехи, достигнутые в последние годы в разработке БПС с активной частью большого удлинения, а также малогабаритных ракетных двига-

телей и высокоэнергетических твердых топлив к ним, позволили подойти к созданию противотанкового оружия нового типа — гиперзвуковых противотанковых управляемых ракет (ГПТУР) [1.48, 1.49], применяемых как с авиационных носителей, прежде всего с вертолетов, так и с различных наземных установок. Отличительной особенностью ГПТУР является высокая скорость (примерно 1600 м/с) в конце активного участка траектории на дальности 3...4 км и более, что позволяет применять боевую часть (БЧ) кинетического действия, представляющую собой длинный боевой элемент, аналогичный активной части БПС.

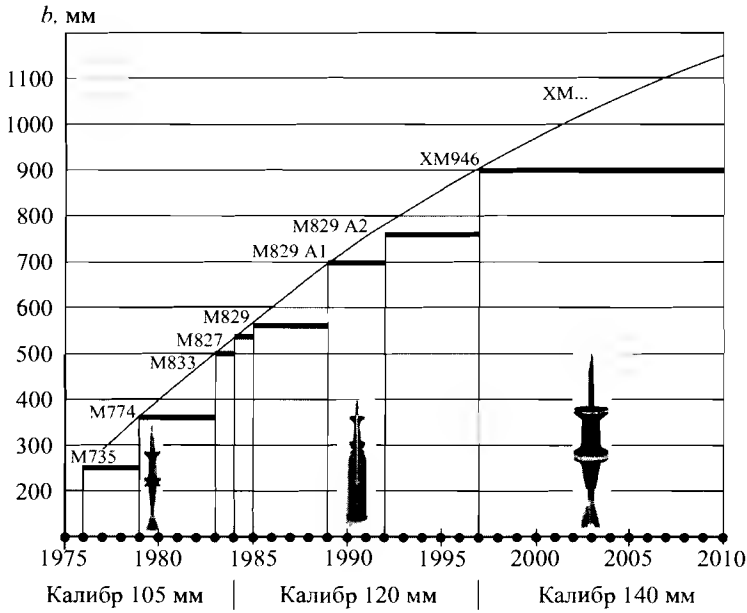


Рис. 1.4. Рост могущества БПС по годам

Характеристики перспективных БЧ ГПТУР могут быть следующими:
– масса 5...6 кг;
– длина не менее 700 мм;
– удлинение корпуса боевого элемента 30 и более;
– бронепробиваемость более 800...900 мм стальной брони.

Важным преимуществом ГПТУР по сравнению с БПС к ствольным системам является то, что при разгоне ракета испытывает существенно более низкие перегрузки по сравнению с артиллерийским снарядом, что позволяет снизить требования по прочностным свойствам материала бронебойного элемента.

Системы обнаружения и управления перспективных ГПТУР предусматривают работу нескольких каналов наведения (радиолокационного, лазерного, тепловизионного) и обеспечивают высокую точность попадания в подвижные и неподвижные бронецели. По информационным данным, наведение на конечном участке траектории полета перед непосредственной атакой цели осуществляется с помощью инфракрасных датчиков.

Недостатком ГПТУР является относительно низкое бронебойное действие на участке разгона ракеты (на дальностях до 1 км), но это компенсируется повышенной по сравнению с БПС бронепробиваемостью на больших дальностях (свыше 3...4 км).

Более дешевым и массовым противотанковым оружием являются гиперзвуковые неуправляемые авиационные ракеты с боевым элементом кинетического действия, отличающиеся от ГПТУР отсутствием систем управления и наведения, но имеющие близкие характеристики бронебойного действия.

1.2. Кумулятивные средства поражения

1.2.1. Общие сведения о кумулятивном эффекте

Кумулятивный эффект, т. е. эффект направленного действия взрыва, был открыт в конце XIX в.: в России М.М. Боресковым (1864 г.), в Англии и США К. Монро (1888 г.), в Германии М. Ферстером (1883 г.) и Е. Нейманом (1914 г.). В соответствии с этим в Англии и США кумулятивный эффект взрыва известен как эффект Монро, в Германии — как эффект Неймана.

Первые систематические исследования кумулятивного эффекта в России, выполненные М.Я. Сухаревским, относятся к 1923 – 1926 гг. Однако практическая значимость кумулятивного эффекта поначалу недооценивалась. Серьезные экспериментальные и теоретические исследования кумуляции начали проводить лишь в годы Второй мировой войны.

Гидродинамическая теория кумуляции, базирующаяся на правильных физических представлениях, была разработана в 1945 г. М.А. Лаврентьевым и независимо от него — американскими учеными Тейлором, Райхельбергером и другими [1.50 – 1.53]. Большой вклад в развитие теории кумуляции внесли работы Г.И. Покровского, Ф.А. Баума, К.П. Станюковича, А.М. Ломовой и других ученых. В дальнейшем изучение вопроса было продолжено в работе [1.54].

Поскольку кумулятивные боеприпасы (сначала моноблочные, а затем тандемные) относятся к основным средствам поражения бронетехники, в последующих главах будут изложены результаты исследований физических представлений о явлении кумуляции, теории бронепробивного действия кумулятивной струи и представлены некоторые аналитические описания взаимодействия струи и различных броневых преград.

Если заряд взрывчатого вещества (ВВ) в виде цилиндра подорвать на поверхности бронеплиты, то образуется небольшая вмятина (рис. 1.5, позиция *А*). Если сделать в заряде коническую выемку (см. рис. 1.5, позиция *Б*), уменьшив при этом массу ВВ, то в плите образуется каверна, глубина которой соизмерима с диаметром заряда.

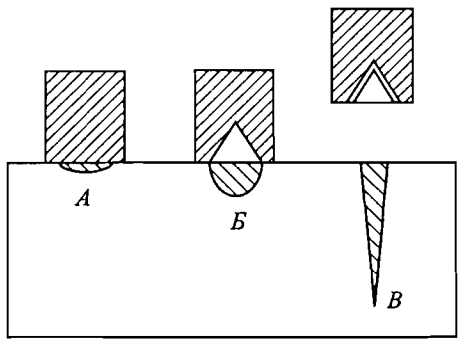


Рис. 1.5. Действие обычного (*А*) и кумулятивных (*Б*, *В*) зарядов по бронеплите

Действие таких кумулятивных зарядов основано на сходящемся к оси движении продуктов взрыва, расширяющихся практически по нормали к поверхности выемки. При этом вдоль оси выемки формируется мощный поток газа повышенной плотности. Однако вследствие расширения его интенсивность быстро падает и направленное действие сохраняется лишь на небольших расстояниях. Кумулятивные заряды такого рода применяют в тех случаях, когда требуется относительно мягкое разрушающее воздействие на небольшую глубину (в частности, в качестве разминирующих зарядов, подрыв которых вблизи мины приводит к ее разрушению без детонации содержащегося в ней ВВ). Необлицованные кумулятивные заряды в связи с их невысоким бронепробивным действием в боеприпасах не применяют.

В начале Второй мировой войны было обнаружено, что кумулятивный эффект во много раз усиливается, если выемка в заряде ВВ покры-

та тонкой металлической облицовкой (см. рис. 1.5, позиция *В*). В этом случае продукты взрыва передают облицовке импульс и ее элементы приобретают скорость в направлении, близком к нормали к поверхности облицовки. Наличие радиальной составляющей скорости, направленной к оси выемки, приводит к схлопыванию облицовки. При соударении стенок облицовки из внутренней ее части формируется металлическая высокоскоростная струя, движущаяся вдоль оси выемки. Из наружной части облицовки формируется менее скоростное, но более массивное образование — так называемый пест. Если выемка и облицовка осесимметричны, т. е. имеют коническую или цилиндрическую форму, то образуются струя и пест, имеющие цилиндрическую форму. Если выемка и облицовка имеют форму клина, то образуется плоский кумулятивный поток.

Формирование кумулятивной струи (КС) при детонации разрывного заряда происходит последовательно, по мере того как обжимается облицовка [1.55]. Головная часть струи образуется в результате схлопывания элементов вершины конуса, хвостовые части — из элементов основания облицовки. В связи с тем что масса конической облицовки, приходящаяся на единицу длины, увеличивается от вершины к основанию, а количество ВВ, примыкающего к облицовке, уменьшается, отдельные части облицовки разгоняются по-разному.

Наибольшую скорость имеют элементы облицовки, принадлежащие вершине конуса, наименьшую — прилегающие к основанию. В результате образующаяся струя имеет градиент скорости по длине. Головная часть КС, сформированной из медной облицовки, обладает скоростью 7...9 км/с, а хвостовая — 1,5...3 км/с. Поэтому струя в полете непрерывно удлиняется.

По достижении предельного удлинения, которое для пластичных материалов типа меди может быть 10–20-кратным и более, КС претерпевают разрыв. Сначала считалось, что предельное удлинение всех элементов одной струи одинаково и зависит от угла раствора конуса, составляя 3,5 для 30-градусных облицовок, 4,5 для 45-градусных облицовок и 5,5 для 60-градусных облицовок. Затем в диссертации П.И. Улякова и его работе [1.56] для предельного удлинения ($n_{пр}$) была предложена следующая формула:

$$n_{пр} = K_1 - K_2 V_j,$$

где K_1 и K_2 — коэффициенты, зависящие от угла раствора конуса; V_j — скорость элемента КС.

Позже в диссертации В.М. Маринина на основе обширного экспериментального материала была получена зависимость, достаточно точно описывающая все многообразие параметров кумулятивного заряда:

$$n_{\text{пр}} = A + Bd_0 \operatorname{grad} V_0, \qquad (1.1)$$

где A — безразмерный коэффициент, физический смысл которого — статическое удлинение материала (для меди $A = 1{,}8$); B — коэффициент, имеющий размерность, обратную скорости, с/м; d_0 — начальный диаметр элемента струи в момент ее формирования, мм; $\operatorname{grad} V_0$ — значение начального градиента скорости струи.

Для того чтобы выявить физический смысл коэффициента B, рассмотрим процесс удлинения элемента струи длиной l_0 с перепадом скоростей на его концах dV_j.

Удлинение этого элемента происходит во времени. В момент t оно составляет

$$n = (l_0 + dV_j t)/l_0 = 1 + dV_j/l_0 t = 1 + \operatorname{grad} V_0 t .$$

Предельное удлинение будет достигнуто в момент времени $t_{\text{пр}}$. Приравнивая последнее выражение соотношению (1.1) и учитывая, что коэффициент A вносит малый вклад в значение $n_{\text{пр}}$ и незначительно отличается от единицы, получаем

$$\operatorname{grad} V_0 t = Bd_0 \operatorname{grad} V_0 ,$$

откуда следует: $t = Bd_0$ или $1/B = d_0/t$.

Величина, обратная коэффициенту B, есть скорость распространения пластической волны $V_{\text{пл}} = 1/B$ [1.57, 1.58]. Величина $V_{\text{пл}}$ определяет не только время от образования элемента струи до его разрыва, но и перепад скоростей между соседними элементами разорванной струи. Разделив перепад скоростей между головным и хвостовым элементами струи на значение $V_{\text{пл}}$, можно определить количество разорванных элементов КС.

Зависимость предельного удлинения от произведения диаметра струи на величину градиента скорости согласуется с хорошо известным фактом линейного моделирования кумулятивного эффекта — прямой пропорциональностью глубины пробития и диаметра подобных кумулятивных зарядов. При увеличении диаметра заряда в одинаковой степени увеличивается диаметр КС и уменьшается градиент скорости (вследст-

вие увеличения длины струи при сохранении неизменными скоростных характеристик). Следовательно, предельное удлинение, определяемое произведением градиента скорости на диаметр, не изменяется, что обеспечивает постоянство относительного пробития — глубины пробития, отнесенной к диаметру заряда.

Накопленные экспериментальные данные по удлинению элементов КС и выявленная в диссертации В.М. Маринина зависимость (1.1) оказались очень важными и послужили импульсом для ряда теоретических разработок [1.59 – 1.64], итогом которых к настоящему времени можно считать обобщенную зависимость для вычисления предельного удлинения струи, полученную на основе численных расчетов [1.65]:

$$n_{\text{пр}} = 5{,}38 \cdot \left[\frac{\rho_{\text{с}} (\text{grad}\, V_{\text{с}})^2 r_{\text{с}}^2}{\sigma_{\text{тд}}} \right]^{0{,}39},$$

где $\rho_{\text{с}}$, $V_{\text{с}}$, $r_{\text{с}}$ — соответственно плотность, скорость и радиус струи; $\sigma_{\text{тд}}$ — динамический предел текучести материала струи.

Информация о параметрах удлинения и разрыва КС представляет существенный интерес как для разработчиков боеприпасов, так и для специалистов по бронезащите, поскольку определяет динамику развития струи и ее потенциальные возможности по бронепробивному действию. На рис. 1.6 представлена пространственно-временная диаграмма движения и разрыва типичной КС, сформированной зарядом с конической облицовкой из меди.

Из приведенной диаграммы следует, что головные элементы струи претерпевают разрыв раньше, чем хвостовые. Это вызвано тем, что и диаметр, и градиент скорости возрастают от головных элементов к хвостовым. Однако вследствие большей скорости головные элементы до разрыва успевают пройти больший путь. В любой момент времени (если наблюдать рентгенограмму КС) можно увидеть струю либо полностью сплошную (при времени, меньшем, чем t_1), либо полностью разорванную (при времени, большем, чем t_2), либо частично разорванную (при времени, большем, чем t_1, но меньшем, чем t_2). После разрыва КС усиливается рассеяние ее элементов в некотором телесном угле β (рис. 1.7) [1.66 – 1.68], что при взаимодействии с преградой приводит к задеванию элементом струи стенки каверны, сформированной предыдущей частью струи (рис. 1.8). При этом происходит как бы «самопоедание» КС.

Кроме того, в зависимости от соотношения диаметра каверны на входе в преграду и степени отклонения частиц КС от оси некоторая их часть может вообще не попадать в пробоину. Все это снижает бронепробитие.

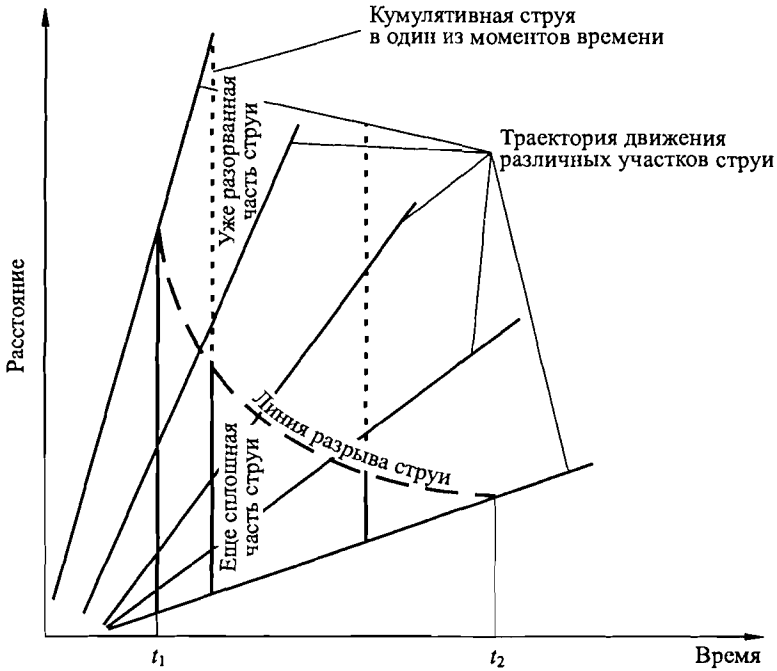


Рис. 1.6. Пространственно-временная диаграмма движения и разрыва элементов кумулятивной струи

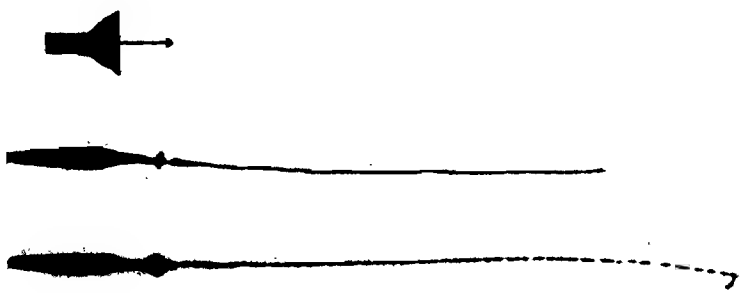


Рис. 1.7. Состояние кумулятивной струи в различное время ее существования

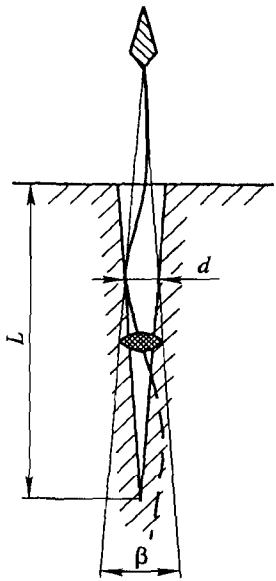


Рис. 1.8. Схема задевания элементами кумулятивной струи стенок каверны в случае рассеяния их в некотором телесном угле:
L — глубина каверны; d — диаметр каверны; β — телесный угол рассеяния

Сказанное ранее позволяет лучше понять смысл так называемой фокусной кривой — зависимости бронепробивного действия КС от расстояния между зарядом и преградой (рис. 1.9).

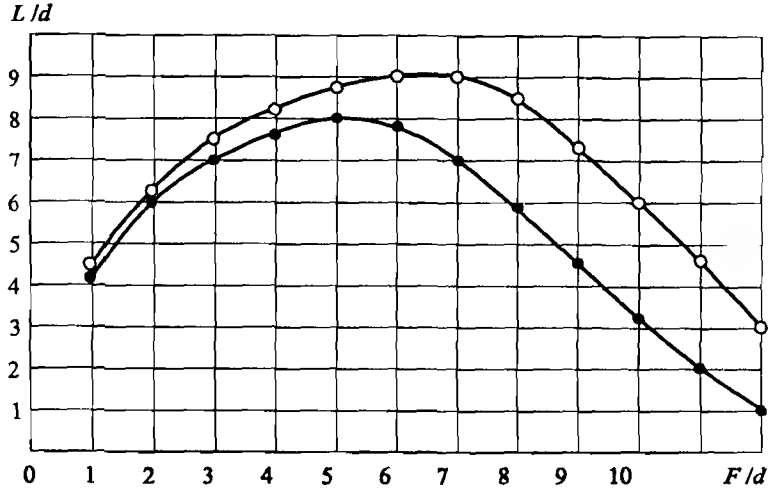


Рис. 1.9. Зависимость относительного (L/d) бронепробивного действия от относительного расстояния между зарядом и преградой (F/d) для штатного (—●—) и прецизионного (—○—) кумулятивных зарядов

При расположении заряда от преграды на расстоянии меньше оптимального ($F < F_{опт}$) не все элементы струи успевают достичь предельного удлинения, поэтому бронепробитие не максимально. При увеличении расстояния удлинение элементов струи реализуется полнее, однако начинаются потери эффективности хвостовых элементов струи, что иллюстрируется диаграммой, представленной на рис. 1.10. Чем больше расстояние, тем больше потери эффективности хвостовых элементов, причем сильнее это проявляется на зарядах невысокого качества и относительно слабее — на прецизионных зарядах. Кумулятивные струи с меньшим градиентом скорости обладают меньшим пробивным действием, однако менее чувствительны к изменению расстояния.

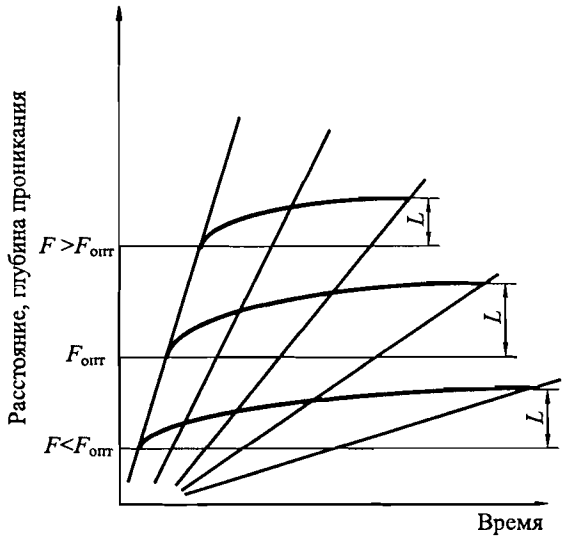


Рис. 1.10. Кривые проникания кумулятивной струи при подрыве зарядов на различных расстояниях от преграды

Достигаемая глубина проникания и ее изменение с расстоянием F существенно зависят от материала облицовки. У большинства кумулятивных снарядов облицовку воронки изготовляют из меди. Реже применяют облицовки из стали и алюминия. В последнее время появились облицовки из сплавов обедненного урана, бериллия и тантала.

Бронепробивная способность и разброс значений глубины внедрения КС зависят от точности изготовления кумулятивного заряда, соос-

ности его частей и симметричности процесса обжатия воронки. Точно изготовленные заряды обладают более высокой пробивной способностью при бóльших расстояниях от заряда до преграды, чем обычные заряды.

Чем меньше угол при вершине конической облицовки, тем выше скорость образующейся КС. Так, с изменением угла при вершине конуса от 15 до 60° скорость головной части медной струи при одной и той же скорости детонации ВВ уменьшается с 10 км/с до 6,5 км/с, а хвостовой части — с 5,2 км/с до 2 км/с [1.69].

Чем выше энергосодержание и скорость детонации ВВ, тем выше поражающая способность заряда. Для кумулятивных зарядов применяют ВВ различных составов на основе тротила, гексогена, октогена и других материалов со скоростями детонации около 8000...9000 м/с.

При отработке кумулятивных зарядов и средств защиты широко используются экспериментальные методы, позволяющие определять структуру и количественные параметры КС в свободном полете и в процессе взаимодействия с различными преградами.

Метод рентгеноимпульсной съемки позволяет при длительности экспозиции в несколько десятков наносекунд получить мгновенный снимок струи и с высокой точностью определить ее геометрические и кинематические характеристики.

Существует метод «меченой струи». В этом случае на внутреннюю поверхность облицовки наносят несколько узких колец из вольфрамовой пасты, что приводит к преждевременному локальному нарушению сплошности соответствующего элемента струи и формированию в нем разрыва с утолщенными (из-за меньшего удлинения) краями. Создание такой метки позволяет фиксировать определенный участок струи при рентгенографировании. В сочетании методы «меченой струи» и рентгеноимпульсной съемки дают возможность детально изучать характеристики фиксированных участков струи.

Так, обработав серию рентгенограмм, регистрирующих положение меток в различные моменты времени, можно не только определить скорость (V_j) элемента кумулятивной струи, формируемого из меченого сечения облицовки, но и получить уравнение его движения в координатах путь — время: $S = V_j + B$, где S — путь от торца заряда; t — время от момента инициирования заряда.

Проведя рентгенографирование КС на поздних стадиях развития после разрыва всей струи на частицы, можно определить ее предельную длину как сумму длин отдельных частиц, которая при дальнейшем

движении остается постоянной. При этом суммарную длину разорванной струи определяют без использования меток. С помощью уравнений движения меченых элементов можно разбить рентгенограмму полностью разорванной КС на участки и определить предельное удлинение каждого из них (рис. 1.11).

С использованием этих методов широкими экспериментальными исследованиями, проведенными на модельных кумулятивных зарядах, отличающихся формой, толщиной облицовки, характеристиками применявшихся ВВ, оформлением узла инициирования, определены характеристики предельного удлинения струи из некоторых материалов.

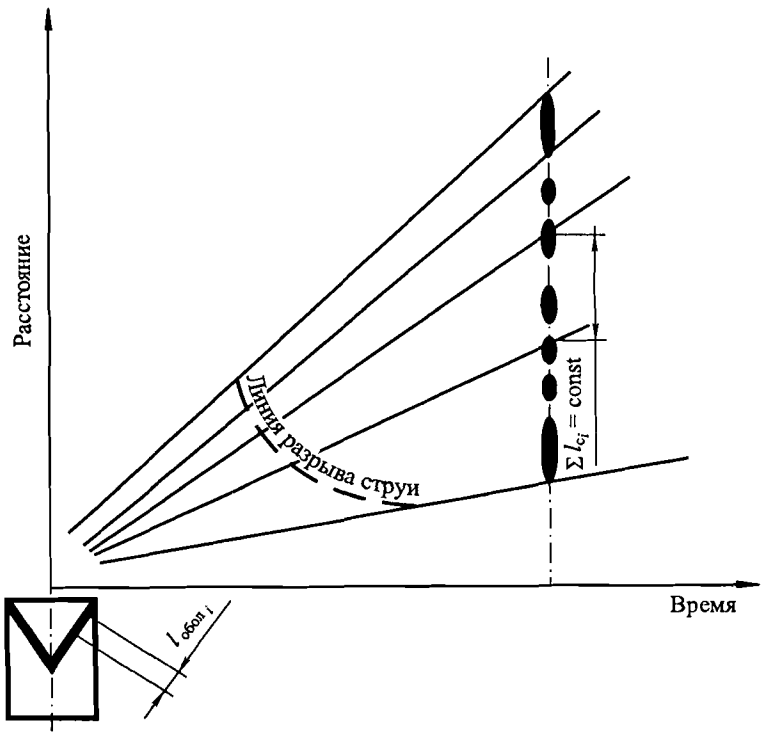


Рис. 1.11. Схема определения предельного удлинения кумулятивной струи

При обработке результатов экспериментальных исследований по способу наименьших квадратов определены коэффициенты (A и B) линейной зависимости предельного удлинения ($n_{пр}$) от произведения начальных значений диаметра (d_0) КС и осевого градиента скорости (V_0) — см. формулу (1.1). Наличие достаточно сильной линейной зависимос-

ти подтверждает близкое к единице значение коэффициента корреляции (r = 0,948 для медной струи — рис. 1.12). В табл. 1.2 приведены значения коэффициентов A и B для некоторых материалов, определенные экспериментально. Значения $n_{пр}$, полученные на зарядах с облицовками из различных материалов, приведены в табл. 1.3.

Достаточно простым и надежным методом исследования процесса проникания струи в преграду является электроконтактный метод, заключающийся в осциллографической записи электрических импульсов, формируемых при замыкании проникающей струей фольговых датчиков, расположенных между слоями защиты. При обработке осциллограмм определяют координаты S–t (путь и время) границы раздела струя — преграда, по совокупности которых находят так называемую кривую проникания струи в преграду.

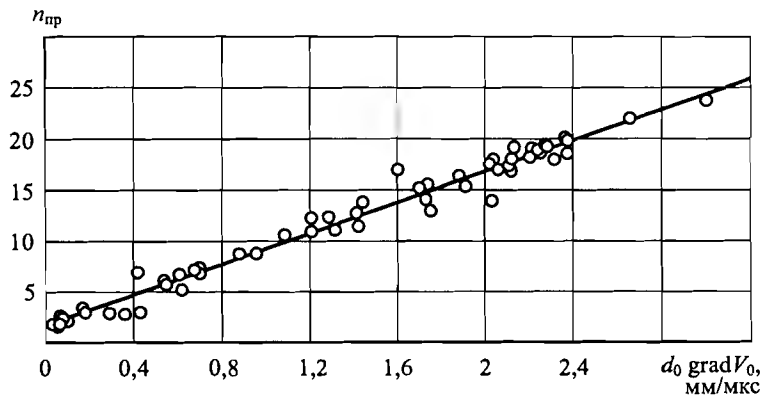


Рис. 1.12. Значения предельного удлинения медной кумулятивной струи ($n_{пр} = 1{,}8 + 7{,}6\, d_0 \operatorname{grad} V_0$)

Таблица 1.2

Значения коэффициентов *A* и *B*

Материал	*A*	*B*, мкс/мм
Медь	1,8	7,6
Никель	1,8	7,0
Ниобий	2,4	8,8
Сталь 20	1,6	4,0

Таблица 1.3

Значения предельного удлинения $n_{пр}$ кумулятивной струи

Диаметр заряда, мм, форма облицовки	Облицовка		$n_{пр}$	
	Материал	Толщина, мм	головной части струи	хвостовой части струи
25, конус 30°	Медь	1	3	8
42, конус 23°/26°	Медь	1...3	2	7
42, конус 60°	Медь	1	3	12
42, конус 23°/26°	Армко-железо	1...3	1,8	1,8
42, конус 23°/26°	Сталь 60ХНМ	1...3	1,4	1,4
42, конус 60°	Сталь 20	1	3	5

Наиболее полная информация может быть получена при комплексном использовании описанных методов. Наложение на пространственно-временной диаграмме кривой проникания на прямые, соответствующие уравнениям движения фиксированных элементов струи, позволяет определять пробивное действие дифференцированно по элементам струи, изучать вклад отдельных элементов в общее пробивное действие, находить показатели стойкости различных материалов защиты в зависимости от их расположения в преграде и т. д. На рис. 1.13 приведен пример определения вклада элемента струи в зависимости от расстояния подрыва заряда до преграды.

Анализ данных по бронепробивному действию кумулятивных зарядов, подрываемых на различных расстояниях от бронепреграды, позволил установить, что при удалении заряда от преграды происходит перераспределение удельного вклада различных элементов в пробитие и снижение бронепробивного действия начинается с хвостовых элементов. Если на расстоянии, равном диаметру заряда ($d_з$), практически вся струя (в диапазоне скоростей от 8,5 км/с до 2,0 км/с) участвует в процессе формирования каверны, то при подрыве заряда на расстоянии $12d_з$ в увеличении глубины каверны участвуют только головные участки струи (в диапазоне скоростей от 8,5 км/с до 6,5 км/с). Потеря эффективности хвостовых участков струи согласуется с механизмом их «намазывания» на стенки пробоины, приводящим к лавинообразной потере пробивной способности.

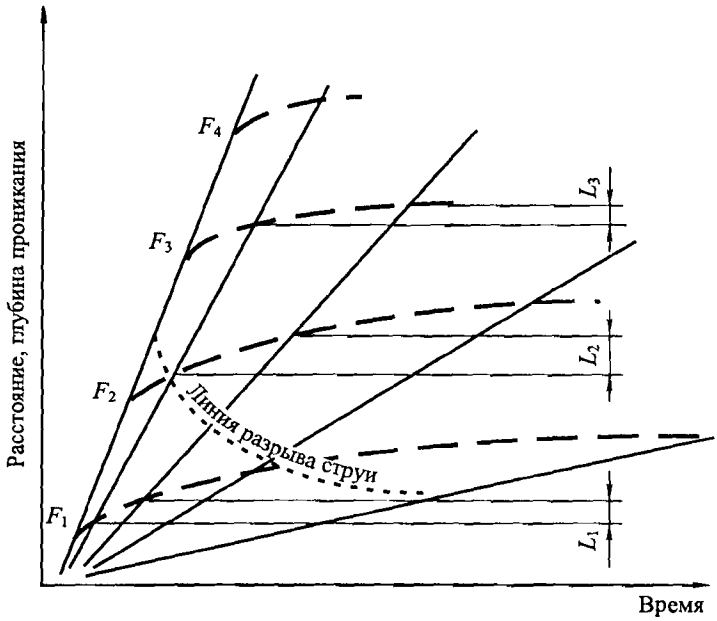


Рис. 1.13. Схема определения пробивного действия элемента кумулятивной струи при подрыве заряда на различных расстояниях ($F_п$) от преграды

Обработка экспериментальных данных с целью использовать их в инженерных методиках расчета [1.70–1.72] позволила ввести к гидродинамическому закону поправочный коэффициент $K_{эф}$, учитывающий влияние степени дискретности ($K_р$) и скорости ($V_с$) струи:

$$L = l_с \sqrt{\frac{\rho_с}{\rho_п}} K_{эф},$$

$$K_{эф} = 1 \text{ при } K_р \le aV_с,$$

$$K_{эф} = 1 - (K_р - aV_с)^2 \quad \text{при } K_р > aV_с.$$

Коэффициент $K_р$ определяется отношением длины участка КС с промежутками к суммарной длине его частиц (для сплошной струи $K_р$ = 1). Для кумулятивных зарядов обычного качества изготовления коэффициент a = 0,4 мкс/мм. Это значение увеличивается по мере повышения уровня прецизионности изготовления. Для конкретных образцов кумулятивных зарядов значение коэффициента a может быть

уточнено по результатам сопоставления расчетной и экспериментальной зависимостей глубины пробивного действия от расстояния между зарядом и преградой.

1.2.2. Теория образования и пробивного действия кумулятивной струи

Перейдем от общих сведений о кумулятивном эффекте к теории образования КС и ее бронепробивной способности.

Рассмотрим вначале принцип действия кумулятивного заряда с металлической облицовкой, которая для осесимметричных зарядов имеет коническую форму, а для удлиненных — клиновидную. При детонации заряда ВВ образуются продукты детонации, сжатые до давления 20...40 ГПа. Под действием этого давления облицовка быстро ускоряется по направлению к оси (плоскости) симметрии. Так как ускорение облицовки происходит под действием давления, многократно превышающего прочность материала облицовки, ее прочностью можно пренебречь. В то же время действующее давление не столь велико, чтобы большую роль играла сжимаемость материала облицовки, тем более что облицовки кумулятивных зарядов изготовляются, как правило, из малосжимаемых материалов — стали, меди. Вследствие этого в качестве реологической модели материала облицовки в процессе ее схлопывания можно принять идеальную несжимаемую жидкость.

Проанализируем процесс схлопывания облицовки. Пусть облицовка (или ее элемент), наклоненная к оси симметрии под углом α, движется со скоростью W, направленной по нормали к поверхности облицовки (рис. 1.14, *а*).

Скорость u, с которой облицовка пересекает ось симметрии, составляет

$$u = W/\sin\alpha .$$

С этой скоростью перемещается вдоль оси симметрии вершина схлопывающейся облицовки (точка K на рис. 1.14, *а*). В исходной неподвижной системе координат трудно выделить наиболее существенное свойство течения — его стационарность. В системе координат, связанной с вершиной схлопывающейся облицовки, процесс ее схлопывания становится стационарным и сводится к натеканию облицовки со скоростью u_0 на ось или плоскость симметрии, играющую роль жесткой стенки. Для скорости u_0 нетрудно получить выражение

$$u_0 = W/\operatorname{tg}\alpha .$$

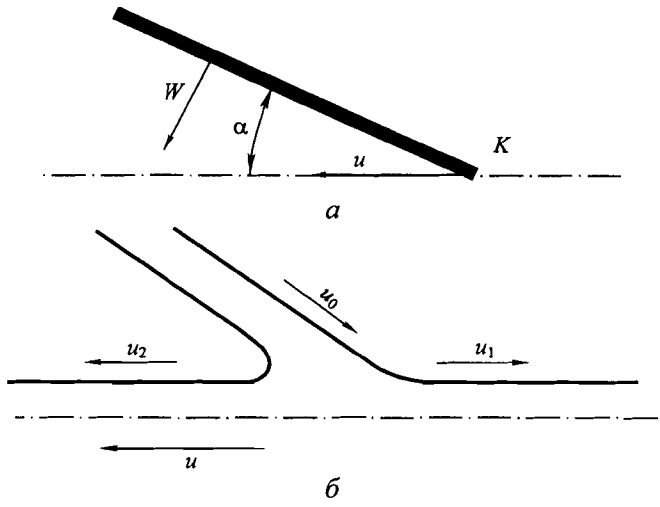


Рис. 1.14. Схема схлопывания плоской клиновидной облицовки в неподвижной (*а*) и движущейся (*б*) системах координат

При натекании плоской или конической струи на ось симметрии образуются прямая и обратная струи, скорости которых соответственно равны u_1 и u_2 (рис. 1.14, *б*). Прямая струя образует пест, обратная струя — кумулятивную струю. Обозначим массовые расходы жидкости (количество жидкости, протекающей за единицу времени через поперечное сечение струи) в натекающей струе m_0, в прямой и обратной струях m_1, m_2 соответственно. Для определения характеристик течения воспользуемся законами сохранения массы, энергии и импульса:

$$\begin{aligned} &m_0 = m_1 + m_2, \\ &\frac{m_0^2 u_0^2}{2} = \frac{m_1^2 u_1^2}{2} + \frac{m_2^2 u_2^2}{2}, \\ &m_0 u_0 \cos\alpha = m_1 u_1 - m_2 u_2. \end{aligned} \tag{1.2}$$

Последнее соотношение — запись закона сохранения импульса в проекции на ось симметрии. В сходящемся течении облицовки выделим две линии тока, одна из которых уходит в прямую струю, другая — в обратную. Запишем для этих линий тока уравнение Бернулли:

$$p_0 + \frac{\rho u_0^2}{2} = p_1 + \frac{\rho u_1^2}{2} = p_2 + \frac{\rho u_2^2}{2}.$$

Вдали от места столкновения $p_0 = p_1 = p_2$, следовательно, $u_0 = u_1 = u_2$. Из этого ясно, что длины образующихся при растекании струй равны между собой и равны длине образующей их облицовки.

Для определения скорости кумулятивной струи и песта необходимо вернуться в исходную неподвижную систему координат. Это равносильно изменению скоростей всех элементов течения вдоль оси симметрии на величину u. Выполнив это преобразование, получим выражения для скоростей элементов кумулятивной струи V_j и песта V_s:

$$V_j = u_2 + u = \frac{W}{\operatorname{tg}(\alpha/2)}, \qquad V_s = -u_1 + u = W \operatorname{tg}(\alpha/2). \tag{1.3}$$

Исходя из (1.2) для масс кумулятивной струи $m_j = m_2$ и песта $m_s = m_1$ имеем следующие соотношения:

$$m_j = m_0 \sin^2(\alpha/2), \qquad m_s = m_0 \cos^2(\alpha/2). \tag{1.4}$$

При скорости схлопывания облицовки 2...2,5 км/с и угле раствора $2\alpha = 60°$ скорость образующейся КС будет равна примерно 8 км/с, при этом масса облицовки, перешедшая в КС, составит всего около 7 %. Скорость песта относительно мала и составляет примерно 0,6 км/с.

Изложенный подход к описанию кумулятивного эффекта носит название *гидродинамической теории кумуляции*. Эта теория предсказывает образование кумулятивных струй при любом угле раствора облицовки. Из (1.3) следует, что при уменьшении угла раствора конической облицовки 2α скорость кумулятивной струи V_c неограниченно возрастает. Так как масса струи уменьшается с увеличением угла раствора облицовки — см. (1.4), кинетическая энергия КС остается ограниченной сверху кинетической энергией образовавшей ее облицовки.

Однако опыт показывает, что существуют ограничения кумуляции [1.52, 1.55], связанные со сжимаемостью, прочностью и вязкостью материала облицовки. Из этих ограничений следует, что при малых углах соударения ($2\alpha < 20°$) и дозвуковых скоростях потока ($u_0 < c$, где c — скорость звука в материале облицовки) и точки контакта K ($u < c$) образуются неустойчивые КС, больше напоминающие диспергированный поток микрочастиц. Такие явления характерны для косо-

го соударения пластин при сварке взрывом. При больших углах соударения, когда $\alpha \to 90°$, радиальная составляющая скорости облицовки становится недостаточной для обеспечения гидродинамического режима схлопывания. Кинетическая энергия радиального движения становится сравнимой с работой пластических деформаций обжатия облицовки, и схлопывание облицовки происходит без образования КС — формируется компактный ударник. Таким образом, образование струй при дозвуковом соударении происходит в некотором диапазоне значений углов.

При сверхзвуковом соударении, когда $u_0 > c$, заметную роль начинает играть сжимаемость схлопывающейся облицовки или соударяющихся пластин. В этом случае при соударении всегда образуются ударные волны, которые при угле соударения, меньшем некоторого критического угла $\alpha_{кр}$, присоединены к точке соударения. Величина критического угла $\alpha_{кр}$ зависит от скорости соударения W. При $\alpha < \alpha_{кр}$ во фронте присоединенных к точке соударения ударных волн происходит разворот потока и соударение идет без образования обратной (кумулятивной) струи. Если угол соударения превосходит критический угол ($\alpha > \alpha_{кр}$), то ударные волны уходят вверх по потоку, а само соударение происходит в дозвуковом режиме с образованием КС. Однако такие струи, как показывает опыт, быстро расширяются в радиальном направлении и превращаются в диспергированный поток микрочастиц.

Критерий струеобразования в форме $\alpha < \alpha_{кр}$, строго говоря, справедлив только при плоском сверхзвуковом сходящемся течении, т. е. при соударении пластин. При схлопывании конических облицовок реализуется сходящееся коническое течение, которое, если не учитывать диссипативные процессы, невозможно без образования обратной струи. Это происходит из-за увеличения радиальной составляющей скорости облицовки по мере ее схлопывания [1.73]. Вследствие этого угол при вершине облицовки будет непрерывно увеличиваться, что при достижении оси симметрии и приведет к образованию КС. Обзор критериев струеобразования дан в [1.74].

Итак, будем считать, что в результате схлопывания кумулятивной облицовки образовалась струя длиной l_c, диаметром d_c, движущаяся со скоростью V_c. При достижении преграды КС начинает в нее проникать. Поскольку скорость КС велика, характерные давления, возникающие в преграде, намного превосходят прочность взаимодействующих материалов. Поэтому будем анализировать процесс проникания в гидроди-

намическом приближении, когда и для струи, и для преграды принимается модель идеальной несжимаемой жидкости. За исключением начального этапа взаимодействия, проникание КС в преграду происходит с постоянной скоростью U. В системе координат, связанной с вершиной каверны, течение стационарно и эквивалентно натеканию двух струй жидкости друг на друга: преграда (струя бесконечного диаметра) движется влево со скоростью U, а струя движется вправо со скоростью $(V_c - U)$. Записывая уравнение Бернулли для осевых линий тока в струе и в преграде и используя третий закон Ньютона для давления торможения, получаем следующее соотношение:

$$p = \frac{\rho_п U^2}{2} = \frac{\rho_c (V_c - U)^2}{2}, \tag{1.5}$$

где $\rho_п$, ρ_c — плотности материалов преграды и струи. Из (1.5) следуют соотношения между скоростью проникания и скоростью струи:

$$\frac{U}{V_c - U} = \sqrt{\frac{\rho_c}{\rho_п}}, \tag{1.6}$$

$$U = \frac{V_c}{1 + \sqrt{\rho_п / \rho_c}}. \tag{1.7}$$

Весь процесс проникания (срабатывания) КС завершается за время $t = \frac{l_c}{V_c - U}$. При этом в преграде образуется каверна глубиной $L = Ut = \frac{Ul_c}{V_c - U}$ или, с использованием соотношения (1.6),

$$L = l_c \sqrt{\frac{\rho_c}{\rho_п}}. \tag{1.8}$$

Формула (1.8), связывающая глубину проникания и плотность материала преграды с длиной и плотностью КС, и есть знаменитая *формула Лаврентьева* [1.53]. Глубина проникания в соответствии с гидродинамической теорией проникания оказывается независимой от скорости КС. Однако диаметр образующейся в преграде каверны d определяется скоростью струи, точнее, ее кинетической энергией [1.75]. Объем образующейся в преграде каверны V, как показывает анализ

экспериментальных данных, пропорционален кинетической энергии струи E_c, т. е. $V = AE_c$. Коэффициент пропорциональности A иногда называют *удельной работой вытеснения*. Для мягких сталей A = 2,8 ГПа, для меди A = 1,2 ГПа, для алюминия A = 0,83 ГПа. Полагая, что каверна и струя имеют форму цилиндров с высотами, связанными формулой Лаврентьева, получаем

$$d = d_c V_c \sqrt{\frac{1}{2} A \sqrt{\rho_c \rho_п}} .$$

При энергетическом подходе к определению диаметра каверны трудно учесть тепловые потери энергии, которые при высокоскоростном проникании могут быть значительными. Подход, основанный на законе сохранения импульса, лишен этого недостатка. Согласно этому подходу, диаметр каверны может быть вычислен с помощью соотношения [1.54]

$$d = \frac{\sqrt{\rho_п \rho_c}}{\sqrt{2\sigma_{тд}}\left(\sqrt{\rho_п} + \sqrt{\rho_c}\right)} d_c V_c .$$

Формула Лаврентьева не учитывает эффект «остаточного» проникания сработавшейся КС (пелены). В соответствии с гидродинамической моделью проникания израсходованная часть струи приобретает форму трубки. В системе координат, связанной с вершиной каверны, вследствие несжимаемости материала струи ее скорость равна скорости втекающей струи $V_c - U$, но направлена она в противоположную сторону. В неподвижной системе координат скорость обратного потока V_r будет равна $V_r = 2U - V_c$. Подставляя в эту формулу выражение для скорости проникания (1.7), получаем

$$V_r = V_c \left(\frac{2}{1 + \sqrt{\rho_п / \rho_c}} - 1 \right)$$

или

$$U_{\text{пелены}} = -(V_c - 2U_{\text{пр}}) = V_c \frac{\sqrt{\rho_п / \rho_c} - 1}{\sqrt{\rho_п / \rho_c} + 1} .$$

При положительном значении скорость пелены направлена в сторону движения струи, при отрицательном — в противоположную.

Схема, иллюстрирующая процесс взаимодействия струи с преградой, показана на рис. 1.15.

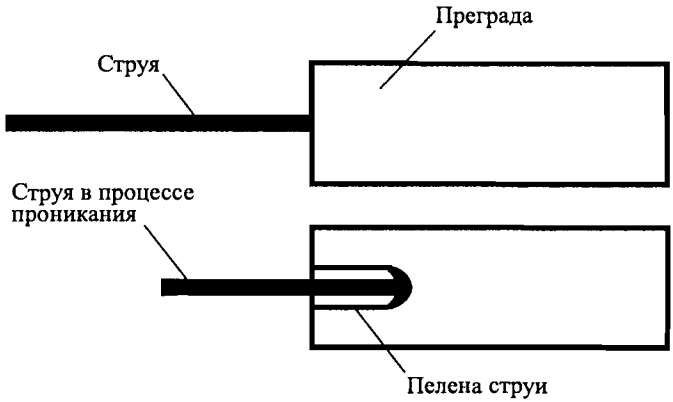


Рис. 1.15. Схема взаимодействия кумулятивной струи с преградой

В табл. 1.4 представлены результаты расчетов скорости пелены для некоторых характерных случаев.

Таблица 1.4

Расчетные значения скорости пелены в процентном отношении от скорости струи

Материал: струя — преграда	Плотность, г/см^3		Скорость, %	
	струи	преграды	проникания	пелены
Медь — сталь	8,9	7,8	52	3
Сталь — сталь	7,8	7,8	50	0
Медь — стеклопластик	8,9	1,85	69	37
Медь — алюминий	8,9	2,7	64	29
Медь — вольфрам	8,9	19	41	–19
Алюминий — вольфрам	2,7	19	27	–45

При проникании медной струи в стальную преграду пелена практически не имеет скорости относительно стенок кратера. В случае действия медной струи по более легким преградам типа стеклотекстолита или алюминия скорость пелены составляет треть от скорости струи и при сквозном пробитии преграды может проникать в заброневое про-

странство. При проникании КС в среды, менее плотные, чем материал струи, направление остаточной скорости сработавшейся струи совпадает с направлением проникания, что может вызвать дополнительное увеличение глубины проникания в преграду, не учитываемое формулой Лаврентьева. При проникании КС в более плотную среду остаточная скорость направлена в обратном направлении (против направления проникания) и способствует оттоку кинетической энергии струи из зоны формирования каверны. При равенстве плотностей взаимодействующих материалов $V_r = 0$ и вся кинетическая энергия струи передается преграде.

При выводе формулы Лаврентьева сжимаемостью материалов преграды и струи пренебрегали. Однако при сверхзвуковом проникании металлических КС как в преграде, так и в самой струе формируются ударные волны. Во фронте баллистической ударной волны плотность материала увеличивается и проникание происходит в более плотный материал, при этом плотность материала струи также возрастает. Влияние сжимаемости материалов струи и преграды качественно различается в зависимости от стадии взаимодействия и принятой схемы расчета.

Будем характеризовать изменение плотности материалов в ударных волнах, возникающих в струе и преграде, величинами λ_c и $\lambda_п$ соответственно:

$$\lambda_c = 1 + \frac{\rho_c}{\rho_{1c}}, \quad \lambda_п = 1 + \frac{\rho_п}{\rho_{1п}},$$

где ρ_c и $\rho_п$ — плотности струи и преграды (индексом 1 отмечены плотности ударно сжатых материалов). Тогда для глубины проникания КС в начальный момент соударения с учетом сжимаемости материалов струи λ_c и преграды $\lambda_п$ из условия непрерывности давления на контактной границе и из основных соотношений на фронте ударной волны можно получить уравнение

$$L = l_c \sqrt{\frac{\rho_c \lambda_п}{\rho_п \lambda_c}}. \qquad (1.9)$$

Позднее устанавливается стационарный режим проникания, при котором фронты ударных волн (в струе и преграде) будут находиться на некотором расстоянии от контактной границы. При этом в преграду, плотность которой с учетом сжимаемости больше начальной, проника-

ет струя, имеющая плотность также больше ее начальной плотности. В этом случае глубина проникания будет определяться соотношением

$$L = l_c \sqrt{\frac{\rho_c (1+\lambda_c)}{\rho_п (1+\lambda_п)}} = L_{гидр} \sqrt{\frac{(1+\lambda_c)}{(1+\lambda_п)}},$$

где $L_{гидр}$ — глубина проникания, определяемая по формуле Лаврентьева.

Приведенные выше формулы показывают, что сжимаемость поразному влияет на глубину проникания при стационарном и нестационарном режимах взаимодействия. Следует отметить, что разделить стационарный и нестационарный режимы проникания довольно сложно, особенно для дискретного участка струи. Для стационарного режима, если сжимаемость струи больше, чем сжимаемость преграды, то поправка к гидродинамическому соотношению больше единицы и, соответственно, глубина проникания больше гидродинамической. Для нестационарного режима картина обратная.

У большинства материалов, используемых в качестве материалов струи и преграды, сжимаемости различаются не сильно, поэтому учет сжимаемости не дает заметного отличия в гидродинамических соотношениях.

Влияние сжимаемости нужно учитывать при проникании металлических струй в сильно сжимаемые (по сравнению с КС) материалы. Тогда, если пренебречь сжимаемостью струи по сравнению со сжимаемостью материала преграды, например при анализе проникания медной струи в воду или оргстекло, уравнение (1.9) примет вид

$$L = l_c \sqrt{\frac{\rho_c}{\rho_п (1+\lambda_п)}}.$$

Как показывают расчеты, роль сжимаемости проявляется при больших скоростях проникания $U > 5$ км/с и сводится к уменьшению глубины проникания на 10...15 %.

При небольших скоростях проникания заметную роль начинает играть прочность взаимодействующих материалов. Приближенно учесть прочностные свойства материалов преграды и КС можно путем модификации гидродинамической модели проникания. Уравнение Бернулли (1.5) в модифицированной теории проникания принимает вид

$$p = \frac{\rho_п U^2}{2} + H_д = \frac{\rho_с (V_с - U)^2}{2} + \sigma_{тд}, \qquad (1.10)$$

где $H_д$ — динамическая твердость материала преграды.

Опыт показывает, что уменьшение глубины проникания КС с увеличением прочности преграды определяется отношением динамической твердости преграды к давлению полного торможения кумулятивной струи. Это безразмерное отношение называют *критерием* (*числом*) *Эйлера*: $\mathrm{Eu} = \dfrac{2H_д}{\rho_с V_с^2}$.

Учесть влияние прочности преграды на глубину проникания в нее струи можно путем введения в формулу Лаврентьева — см. (1.8) — некоторой убывающей функции числа Эйлера φ(Eu), такой, что φ(0) = 1. Разлагая эту функцию в окрестности нуля в ряд и оставляя только члены первого порядка, получаем приближенную формулу для глубины проникания, учитывающую прочность преграды:

$$L = l_с \sqrt{\frac{\rho_с}{\rho_п}} \left(1 - \frac{2H_д}{\rho_с V_с^2}\right).$$

Прочностное сопротивление преграды останавливает проникание, когда давление торможения КС становится равным динамической твердости преграды. Скорость КС, при которой достигается это равенство, рассчитывают по формуле

$$V_{кр} = \sqrt{\frac{2H_д}{\rho_с}}.$$

В большинстве случаев можно пренебречь прочностью КС по сравнению с прочностью преграды. Тогда влияние прочности преграды на глубину проникания можно учесть введением в качестве слагаемого динамической твердости ($H_д$) материала преграды в уравнение давления ($p_к$) на контактной границе в дополнение к инерционному сопротивлению:

$$p_к = H_д + \frac{\rho_п U^2}{2} = \frac{\rho_с (V_с - U)^2}{2},$$

где $V_с$ и U — скорости струи и проникания соответственно.

Решая последнее уравнение, можно найти скорость проникания с учетом динамической твердости материала преграды и с учетом связи глубины внедрения со скоростями струи и проникания: $\frac{L}{l_c}=\frac{U}{V_c-U}$ и определить глубину проникания:

$$\frac{U}{V_c}=\frac{1-\frac{\rho_п}{\rho_c}\frac{2H_д}{\rho_п V_c^2}}{1+\sqrt{\frac{\rho_п}{\rho_c}}\sqrt{1+\left(1-\frac{\rho_п}{\rho_c}\right)\frac{2H_д}{\rho_п V_c^2}}},$$

$$L_{прочн}=l_c\sqrt{\frac{\rho_c}{\rho_п}}\frac{1-\frac{\rho_п}{\rho_c}\frac{2H_д}{\rho_п V_c^2}}{\sqrt{1+\left(1-\frac{\rho_п}{\rho_c}\right)\frac{2H_д}{\rho_п V_c^2}}+\sqrt{\frac{\rho_п}{\rho_c}\frac{2H_д}{\rho_п V_c^2}}}.$$

Можно выделить функцию $K_{прочн}$, учитывающую влияние прочности материала преграды на глубину внедрения струи:

$$K_{прочн}=\frac{1-\frac{\rho_п}{\rho_c}\frac{2H_д}{\rho_п V_c^2}}{\sqrt{1+\left(1-\frac{\rho_п}{\rho_c}\right)\frac{2H_д}{\rho_п V_c^2}}+\sqrt{\frac{\rho_п}{\rho_c}\frac{2H_д}{\rho_п V_c^2}}},$$

тогда $L_{прочн}=L_{гидр}K_{прочн}$.

Результаты расчетов изменения $K_{прочн}$ в зависимости от скорости медной струи и динамической твердости стальной бронепреграды представлены на рис. 1.16 и 1.17, из которых ясно, что влияние прочности преграды на проникающую способность струи не столь велико. Для средних участков струи влияние прочности преграды не превышает 2...3 %.

Несмотря на то что, согласно приведенным результатам, прочность преграды относительно слабо влияет на процесс проникания струи в преграду, экспериментальные данные показывают, что влияние прочности более существенно. Объяснение заключается в том, что удельная работа кратерообразования пропорциональна твердости материала преграды по Бринеллю НВ, откуда следует, что диаметр пробоины обратно

пропорционален квадратному корню из значения НВ. Влияние твердости преграды на глубину пробития проявляется не в снижении скорости проникания и соответственном увеличении расхода струи, а главным образом вследствие уменьшения диаметра пробоины и задевания за ее стенки элементов струи, приводящего к лавинообразной потере эффективности последующих ее элементов. Для струй, образованных зарядами повышенного качества и имеющих меньшие радиальные отклонения от осн симметрии, влияние твердости преграды менее заметно.

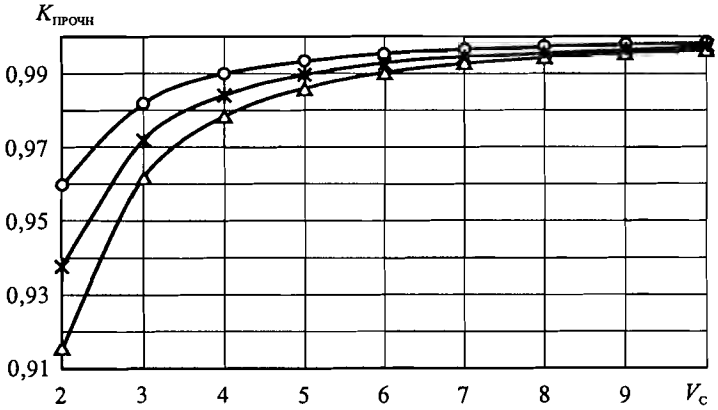


Рис. 1.16. Изменение $K_{прочн}$ в зависимости от скорости медной кумулятивной струи:
—o— — броня низкой твердости; —x— — броня средней твердости; —Δ— — броня высокой твердости

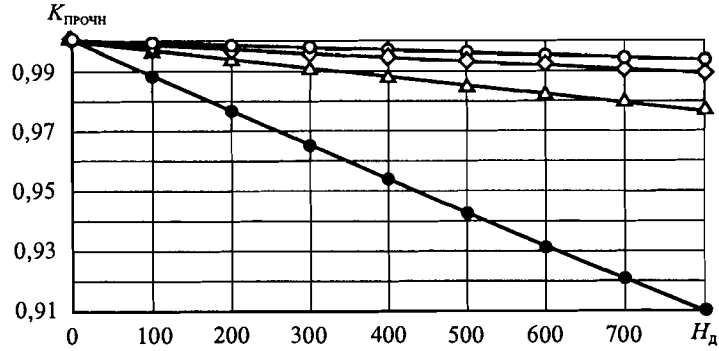


Рис. 1.17. Изменение $K_{прочн}$ в зависимости от динамической твердости преграды:
—●— — V_c = 2 км/с; —◇— — V_c = 4 км/с; —Δ— — V_c = 6 км/с; —o— — V_c = 8 км/с

1.2.3. Конструктивные схемы кумулятивных боеприпасов

Существующие кумулятивные средства поражения можно подразделить на следующие виды:

– кумулятивные снаряды к танковым и противотанковым пушкам;

– противотанковые управляемые ракеты и неуправляемые ракеты;

– противотанковые гранаты реактивных противотанковых ружей и гранатометов;

– снаряды и мины к безоткатным орудиям.

Кумулятивные снаряды имеются в боекомплектах практически всех отечественных и зарубежных танков. ПТУР используются в основном на бронетранспортерах, боевых машинах пехоты, танках, вертолетах и в качестве переносных средств, кумулятивные гранаты — в качестве противотанковых средств ближнего боя (ружья и гранатометы), кумулятивные снаряды и мины безоткатных орудий применяют, как правило, на самоходных установках. Характеристики и эскизы некоторых кумулятивных средств поражения представлены в табл. 1.5 и 1.6 [1.8, 1.11–1.13, 1.15, 1.17–1.19, 1.25–1.28, 1.30–1.41, 1.76–1.87] и на рис. 1.18–1.20.

Таблица 1.5

Характеристики зарубежных КС

Индекс снаряда (страна)	Год принятия на вооружение	Общая масса снаряда, кг	Длина снаряда, мм	Масса ВВ, кг	Начальная скорость, м/с	Скорость на дальности 2 км, м/с	Бронепробитие на дальности 2 км, мм/град
Калибр 105 мм							
M456A1 (США)	1965	10,25	640	0,95	1174	650	210160
OCC 105 F1 (Франция)	1980	10,95	462	0,775	1100	659	190160
Калибр 120 мм							
M830 (США)	1979	13.5	840	1,4	—	—	220160
DM12 (Германия)	1979	13,5	840	1,4	1140	630	220160
EFAB (Франция)	—	13,0	—	2,16	1100	—	220160

Таблица 1.6

Характеристики зарубежных ПТУР

Наименование (страна)	Диаметр боевой части, мм	Максимальная дальность полет м	Максимальная скорость полета, м/с	Масса ракеты, кг	Масса боевой части, кг	Тип боевой части*	Бронепробиваемость, мм	Год принятия на вооружение
DRAGON (США)	102	1000	110	6,3	2,46	к	430	1968
DRAGON 2 (США)	122	1000	110	7,0	3,3	к	890	1988
DRAGON 3 (США)	122	1500	175	20	3,3–4	к, т	1000	1990
ITOW (США)	127	37	300	7	3,3	к	780	1984
TOW 2 (США)	148	37	323	21	5,9	к	900	1986
TOW 2A (США)	148	37	323	24	5–5,81	к	900	1992
TOW 2B (США)	152	3750	323	24	—	к	—	1992
MILAN (ФРГ)	103	2000	200–220	6,55	2,9	к	580	1972
MILAN 2 (ФРГ)	115	2000	200–220	7	3–3,5	к	730	1983
MILAN 2T (ФРГ)	115	2000	200–220	8	3,5	к, т	1200	1992
HOT (ФРГ)	136	4000	250–280	20	6	к	850	1975
HOT 2 (ФРГ)	150	4000	250–280	23	6,5	к	1250	1985
HOT 2T (ФРГ)	150	4000	250–280	≈ 23	7	к, т	1250	1992

Продолжение табл. 1.6

Характеристики зарубежных ПТУР

Наименование (страна)	Диаметр боевой части, мм	Максимальная дальность полета, м	Максимальная скорость полета, м/с	Масса ракеты, кг	Масса боевой части, кг	Тип боевой части*	Бронепробиваемость, мм	Год принятия на вооружение
ERYX (Франция)	135	800	280–300	9–10	4	к	900	1989
SWINGFIRE (Великобритания)	142	4000	185	25,8	7	к	530	1969
AAWS-M (CUIA)	127	2000–2500	300	10–12	3	к, т	750 + ДЗ 6 мм	1995
AAWS-H (CUIA)	160–180	4000–5000	1524	71,18	—	к, бс	1000	—
HELLFIRE (США)	178	5000–8000	300	45,8	11,3	к	1090	1992
SRAB (CUIA)	130–140	400–500	280–300	9,1	4	к, т	800–1000	1998
NLAW4 (Великобритания)	130–140	500	280–300	—	4	к, т	800–1000	—
NAF (Италия)	130	3000	260	14–15	4–5	к	800	—
ARIES (CUIA)	148,6	2000	310	15,9		к, т	1100	1995
KAM9 (Япония)	150	4000	200	19,9	4,2	к	500	1980
TYPE-87 (Япония)	—	4000	300	25–30	5–7	к	700–800	1987

Окончание табл. 1.6

Наименование (страна)	Диаметр боевой части, мм	Максимальная дальность полета, м	Максимальная скорость полета, м/с	Масса ракеты, кг	Масса боевой части, кг	Тип боевой части*	Бронепробиваемость, мм	Год принятия на вооружение
ERYX (Франция)	152	600	290	11,0	3,9	к	900	1989
MSS-1 (Италия)	130	3000	187,5	14,5	4,1	к	800	—
MAF (Италия)	138	3000	260	14,5	4,1	к	800	—
BILL (США)	150	2000	260	10,7	—	к	287 сверху	1989

* к — кумулятивная воронка; т — тандемная; бс — с бронебойным сердечником.

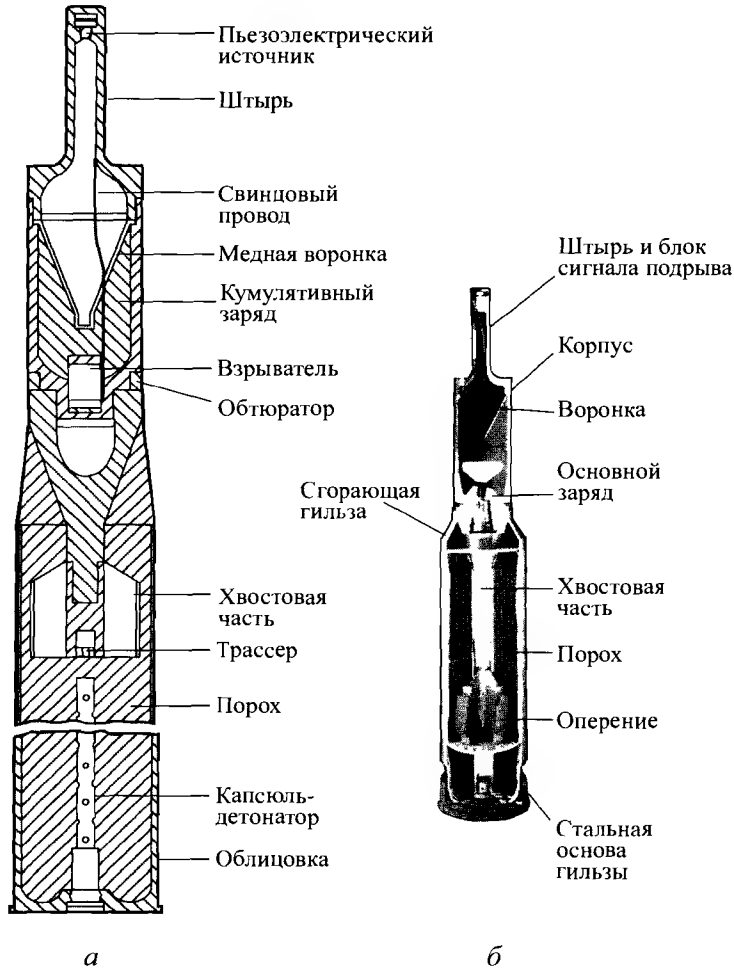


Рис. 1.18. Американские кумулятивные снаряды к танковым пушкам: *а* — 105-мм М456 А2 [1.88]; *б* — 120-мм М830 [1.89]

Рассмотрим подробнее некоторые виды кумулятивных средств поражения.

Характерной особенностью артиллерийских снарядов является то, что они выстреливаются из пушки, испытывая при этом существенные нагрузки в момент выстрела, вследствие чего имеют толстостенный наружный корпус, диаметр которого соответствует калибру пушки. Длина снаряда при этом достаточно большая. Эти ограничения определяют конструктивные особенности кумулятивного заряда. Угол раствора кумулятивной облицовки относительно небольшой *(25...30°)*.

При этом для устранения влияния толстостенного корпуса, особенно сильно проявляющегося в зоне основания, прогрессивность облицовки, т. е. отношение толщины у основания к толщине в ее вершине, значительно больше, чем у боеприпасов типа боевых частей ракет и противотанковых гранат, имеющих тонкий корпус.

Существенной проблемой, выявленной на начальных стадиях отработки кумулятивных снарядов, было обеспечение безопасности при выстреле (исключение так называемого преждевременного срабатывания, когда в момент выстрела под действием перегрузок происходила детонация разрывного заряда, приводящая к разрыву снаряда в канале орудия).

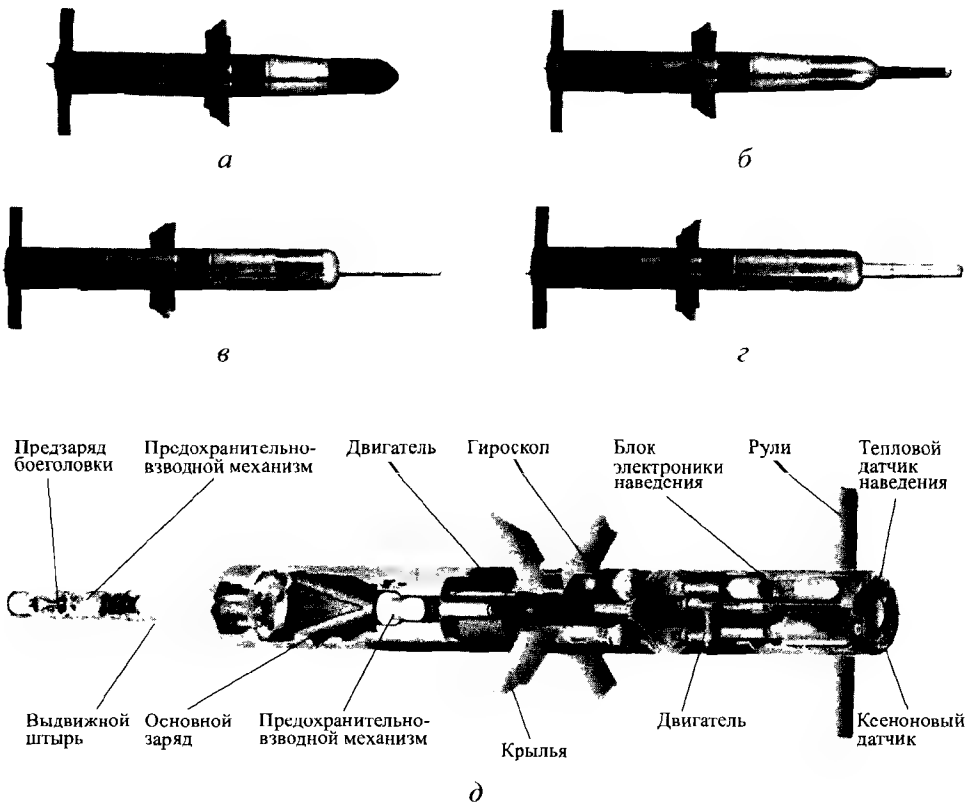


Рис. 1.19. Семейство ракет TOW [1.90]:
а — базовая модель *TOW* (BGM 71A); *б* — усовершенствованная модель ITOW (BGM 71C); *в* — TOW 2 (BGM 71D) с боевой частью увеличенного калибра; *г* — TOW 2A с тандемной боевой частью; *д* - ПТУР TOW 2A в разрезе

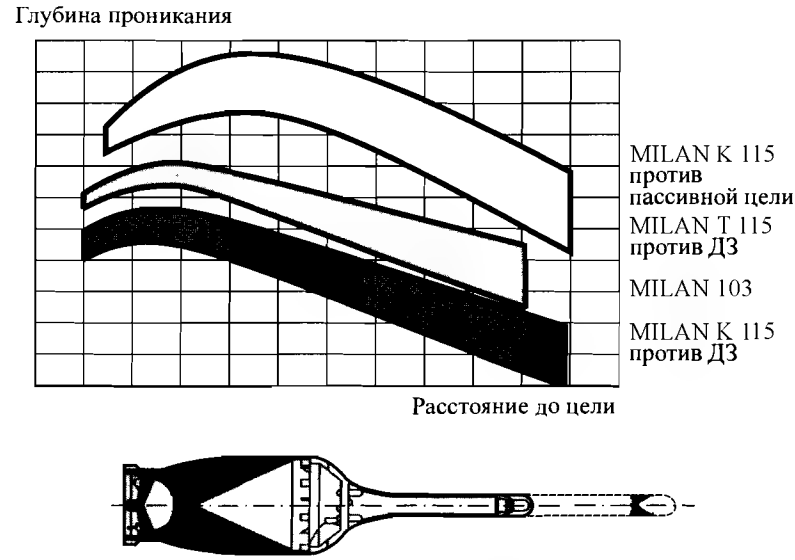


Рис. 1.20. Семейство ракет MILAN [1.91]

Российским специалистам удалось решить проблему обеспечения безопасности и создать эффективные кумулятивные артиллерийские снаряды. Такие снаряды являются многофункциональными и обладают не только кумулятивным, но и осколочным действием вследствие дробления корпуса снаряда. Вместе с тем наличие корпуса не позволяет достичь максимально возможной эффективности кумулятивного действия, и артиллерийские кумулятивные снаряды по относительной бронепробиваемости уступают боеприпасам, не имеющим толстостенного корпуса.

Принципиально новые противотанковые средства (ПТУР), обеспечивающие высокую вероятность попадания в цель как на малых, так и на достаточно больших дистанциях, на вооружении армий появились после Второй мировой войны.

В настоящее время на вооружении армий находится большое количество разнообразных ПТУР, отличающихся друг от друга общими размерами, числом и типом двигателей, аэродинамической схемой и формой крыльев, типом управляющих органов и систем наведения. Стоимость управляемых ракет довольно высока и значительно превосходит стоимость собственно боевой части, поэтому в техническом решении кумулятивного узла используются последние достижения в об-

ласти применяемых материалов, ВВ, а также новые технологии изготовления. Поражающее действие ПТУР, как правило, выше, чем действие более дешевых неуправляемых боеприпасов равного калибра. Существующие ПТУР имеют калибры от 100 до 180 мм. Бронепробивная способность их достигает 1200...1500 мм стальной брони средней твердости, дальность полета 1000...8000 м.

К началу 1960-х годов в армиях стран НАТО были приняты на вооружение ПТУР первого поколения и стали разрабатываться ракеты второго поколения. Ракеты первого поколения характеризуются тем, что их наведение на цель осуществляется оператором, а команды передаются по проводам. Оператор должен постоянно держать в поле зрения и цель, и ракету, что осложняет процесс наведения на цель. К противотанковым ракетам этого поколения относятся французские ПТУР SS-11, SS-12, английские SWINGFIRE и VIGILENT, шведские BANTHAM, западногерманские COBRA а MAMBA, итальянские MOSCITO.

У ракет второго поколения команды на наведение выдаются вычислителем. Хотя ракеты по-прежнему управляются по проводам, оператор должен держать в поле зрения только цель. В кормовой части ракеты установлен ИК-излучатель; ИК-гониометр пусковой установки засекает инфракрасное излучение ракеты, измеряет отклонение ракеты от линии прицеливания и передает данные на вычислитель, который, в свою очередь, подает корректирующие команды ракете. Наиболее совершенными ракетами второго поколения являются франко-западногерманские ПТУР HOT и MILAN, а также американская ПТУР TOW. Бронепробивная способность ПТУР первого и второго поколений составляет 450...780 мм.

Со второй половины 1970-х годов за рубежом интенсивно велись работы по значительному повышению эффективности существующих ПТУР и созданию ПТУР третьего поколения. Основными направлениями развития явились: обеспечение максимального бронебойного действия и вероятности попадания в цель; возможность применения ракет в любых метеорологических условиях, днем и ночью; реализация принципа «выстрелил и забыл»; повышение скорострельности, простоты обслуживания; снижение уязвимости от огня противника и др.

Повышение бронепробивного действия боевых частей ПТУР достигалось:

– увеличением диаметра и массы боевой части до 140...180 мм и 9...17 кг соответственно, что обеспечивает пробитие брони толщиной более 1000 мм;

– оптимизацией конструктивных параметров кумулятивного заряда и взрывательного устройства, применением более мощных ВВ и новых металлов для кумулятивных облицовок;

– применением новых конструктивных схем кумулятивных зарядов.

Существенным фактором, способствующим повышению как эффективности противотанковых боеприпасов, так и защиты танков, являлись экспериментальные и теоретические исследования физических особенностей процесса взаимодействия средств поражения с различными типами брони. Уровень эффективности кумулятивных боеприпасов и защита лучших образцов бронетанковой техники находились в динамическом равновесии.

Со второй половины 1980-х годов за рубежом интенсивно разрабатываются противотанковые кумулятивные боеприпасы со сдвоенными тандемными боевыми частями (рис. 1.21). Работы по созданию таких зарядов велись не одно десятилетие. Серьезным толчком к появлению тандемных зарядов послужило применение в составе комбинированной брони танков материалов и устройств (стекло, керамика, динамическая защита — ДЗ), оказывающих активное деструктивное воздействие на КС. Последнее обстоятельство привело разработчиков боеприпасов к выводу, что одним из наиболее эффективных способов преодоления такой защиты является предварительное разрушение активных слоев брони (которые, как правило, располагаются ближе к лм-цевой поверхности) лидирующим элементом боевой части (предзарядом) и последующее воздействие с определенным временным интервалом (задержкой) кумулятивной струи второго — основного — заряда по оставшейся части брони. Для достижения равнозначного эффекта по пробитию брони, снабженной, например, устройствами ДЗ, моноблочная боевая часть должна иметь бронепробивную способность, практически в 2 раза бóльшую, чем тандемная.

В качестве лидирующего элемента в тандемных боеприпасах применяют:

– усиленный штыревой нос снаряда, который может «протыкать» элементы ДЗ без их инициирования, или штырь, содержащий ВВ;

– кумулятивный предзаряд, дающий лидирующую КС, разрушающую активные слои брони. Действие предзаряда не должно сказываться на струе основного заряда.

Наиболее отработанными и распространенными в настоящее время являются тандемные боеприпасы, в состав которых входят кумулятивный предзаряд, формирующий лидирующую КС, защитное устройство и основной заряд (дающий основную КС), предназначенный для пора-

жения основной пассивной защиты. Защитное устройство предусмотрено для предохранения основного заряда от продуктов разлета лидирующего элемента, в то же время оно не должно создавать большого сопротивления движению основной струи, что всегда представляет определенную трудность, особенно в случае достаточно мощного предзаряда.

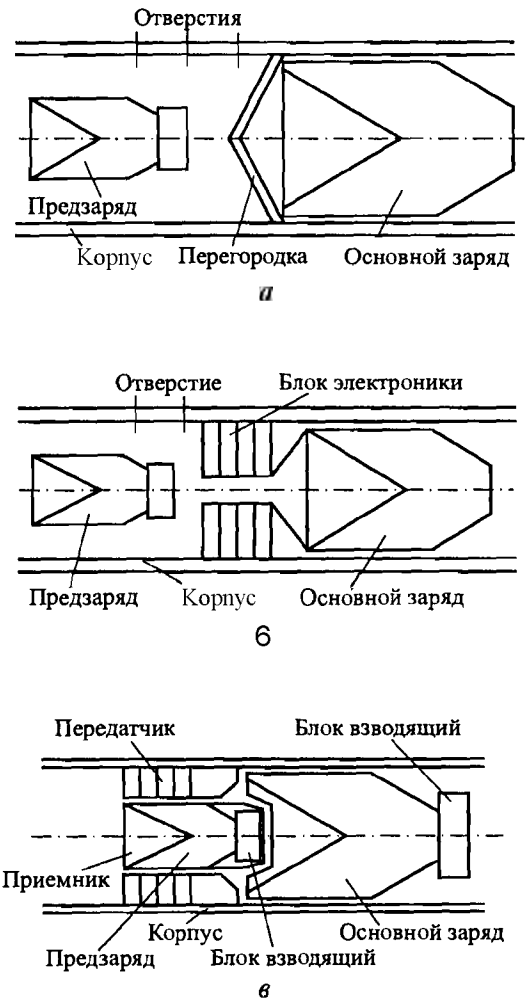


Рис. 1.21. Различные варианты конструкций тандемных кумулятивных боеприпасов

Существуют два типа конструкции тандемных снарядов с кумулятивным предзарядом.

К первому типу относятся тандемные средства контактного действия. При встрече снаряда с броней срабатывает предзаряд, а через заданное время задержки $\tau_з$ срабатывает основной заряд. Предзаряд а основной заряд при этом находятся в одном корпусе.

Второй тип — снаряды с неконтактным действием предзаряда. На заданном расстоянии от цели неконтактный датчик воспламеняет метательный заряд. Предзаряд толкается вперед со скоростью около 50 м/с по отношению к снаряду и при соприкосновении с броней инициируется. Спустя заданное время, равное $\tau_з$, инициируется основной заряд.

Необходимо применение основного заряда с широкой «экранной» характеристикой, т. е. основной заряд должен обладать достаточно высокой бронепробиваемостью для широкого диапазона расстояний подрыва.

Время задержки между подрывами вспомогательного и основного зарядов, которое обеспечивается различными конструктивными мерами, является одной из основных характеристик тандемных боеприпасов.

На первом этапе разработки в конструкции кумулятивных тандемных боеприпасов предусматривалась боевая (перед выстрелом) раздвижка кумулятивных зарядов для увеличения временно́й задержки в срабатывании основного заряда относительно вспомогательного. Такая раздвижка может обеспечиваться либо выдвижением головной части с вспомогательным зарядом, либо перемещением зарядов внутри корпуса кумулятивного снаряда. Длительность задержки в срабатывании зарядов в таком случае может быть увеличена до 200...300 мкс, что достаточно для преодоления так называемой навесной ДЗ, в которой заряды ДЗ находятся за относительно тонкими (до 3 мм) лицевыми крышками, успевающими за указанное время сойти с траектории струи основного заряда.

Диалектика взаимодействия снаряда и защиты особенно ярко проявилась именно в период бурного развития новых технических решений, касающихся как защиты (в основном ДЗ), так и боеприпасов. Ответом на появление тандемных боеприпасов первого поколения с разновременностью срабатывания ступеней порядка 300 мкс явилось увеличение длительности действия ДЗ (чтобы воздействие сказывалось и на основной струе) при увеличении площади ее единичного элемента или уменьшении скорости метания пластин. Разработчики средств поражения, в свою очередь, предложили соответствующее увеличение разновременности подрыва ступеней тандемного боеприпаса.

Следует отметить, что тандемные боеприпасы первого поколения были созданы путем модернизации существующих боеприпасов, практически без увеличения габаритных размеров боевых частей, а возможность увеличения разновременности подрыва была весьма ограничена. Дело в том, что, несмотря на подрыв лидирующего заряда, ракета и основной кумулятивный заряд сохраняют поступательную скорость в направлении цели и при увеличении времени задержки в срабатывании основного заряда может произойти его соударение с поверхностью преграды с катастрофической потерей эффективности кумулятивного действия.

Неконтактный подрыв должен осуществляться таким образом, чтобы с учетом продвижения основного заряда за время задержки и ухода пластин ,43 с траектории КС его расстояние до поверхности основной защиты было оптимальным для бронепробивного действия.

Обеспечить это условие достаточно сложно вследствие реального разброса дальности срабатывания взрывательного устройства и зависимости скорости ракеты от условий ее применения. Возможности увеличения времени задержки при неконтактном подрыве не безграничны. Это связано с тем, что ПТУР в полете имеют угол атаки и при неодновременном подрыве лидирующего и основного зарядов точки попадания в цель струй лидирующего а основного зарядов не совпадают. Чем больше разновременность, тем больше их рассогласование, что может иметь следствием попадание основной струи в соседний элемент ДЗ, который не был нейтрализован лидирующим зарядом. Аналогичная проблема возникает в случае, когда лидирующий заряд отстреливается на траектории при подлете к цели.

Второе поколение тандемных боеприпасов характеризуется увеличением времени задержки (500...1500 мкс) срабатывания предзаряда относительно основного заряда, обеспечиваемым ewe большим разнесением зарядов, электронной задержкой, реализацией принципа предконтактного инициирования основного заряда. Одновременно с этим возможно увеличение калибра предзаряда и использование в нем низких облицовок для формирования компактных поражающих элементов типа «ударное ядро».

Наиболее опасным для защиты бронетехники представляется техническое решение тандемного боеприпаса третьего поколения с неконтактным подрывом и мощным предзарядом, формирующим компактный или слабоудлиненный поражающий элемент, способный при глубине поражения порядка 100 мм вызывать поражение достаточно

большой поверхности цели. К боеприпасам такого типа можно отнести европейские ПТУР PARS 3 в наземном (PARS 3 MR — рис. 1.22) и вертолетном (PARS 3 LR — рис. 1.23) вариантах и ПТУР семейства TOW производства США.

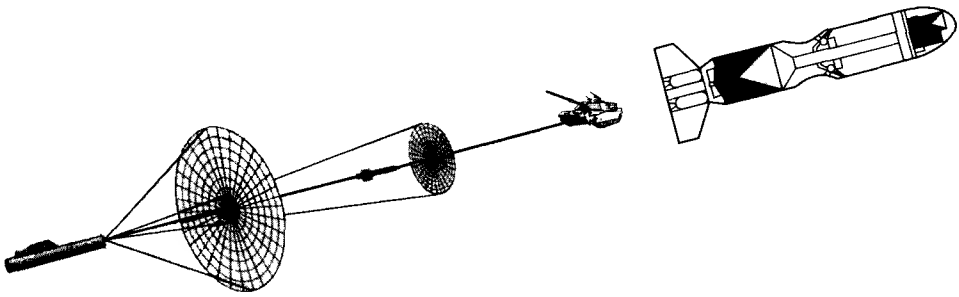
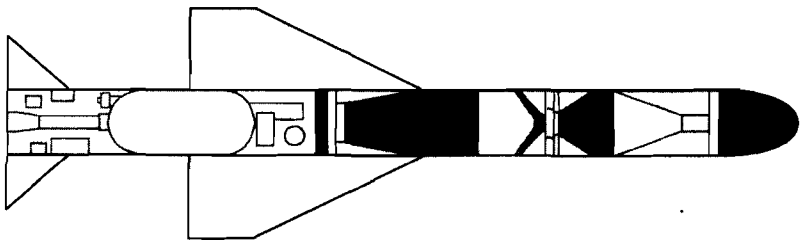


Рис. 1.22. Схема ПТУР PARS 3 MR с кумулятивным предзарядом (наземный вариант) [1.91]



Put. **1.23.** Схема ПТУР PARS 3 LR с предзарядом а з снарядоформирующих зарядов (вертолетный вариант) [1.91]

В наземном варианте ПТУР PARS 3 поражение достигается выстреливанием в направлении цели на расстоянии около 5 м от нее кумулятивного предзаряда, взводящего ДЗ до подлета основного заряда, который срабатывает по основной броне с расстояния 0,8...1,8 м. В вертолетном варианте с помощью предконтактного подрыва от датчика цели взводится предзаряд, образующий на оптимальном расстоянии до цели поражающий элемент типа «ударное ядро», который формирует в устройстве универсальной ДЗ пробоину большого (до 100 мм) диаметра без взведения боеприпасов ДЗ. Такой тандемный боеприпас будет обеспечивать суммирование действия обеих ступеней и при действии по целям, не имеющим *АЗ.*

Рост могущества по годам кумулятивных ПТУР, в том числе с тандемными боевыми частями, можно проследить на примере ракет TOW (рис. 1.24).

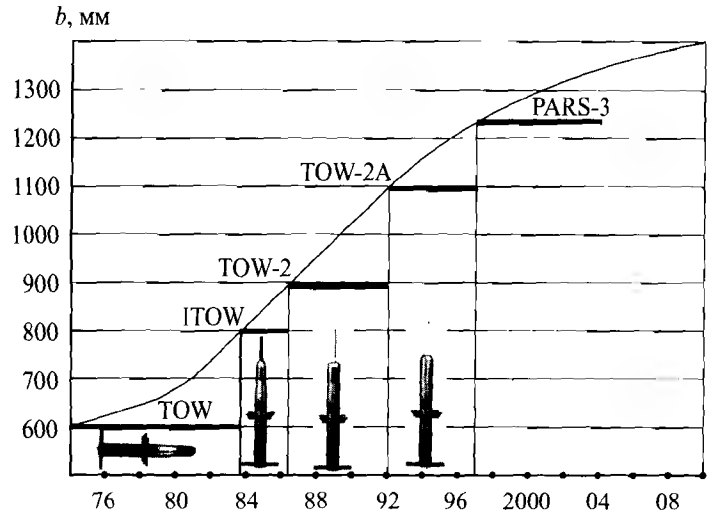


Рис. 1.24. Рост могущества кумулятивных ПТУР по годам

Принятый на вооружение в 1969 году комплекс TOW является в основном противотанковым оружием США. Он используется в качестве пехотного оружия, для вооружения вертолетов, БМП «Bradley», в составе самоходной ракетной пусковой установки и др.

Комплекс неоднократно модернизировался и дорабатывался. Так, в ответ на применение вероятным противником комбинированной брони была принята на вооружение ракета TOW-2, оснащенная БЧ большого калибра (152,4 мм) с наконечником в головной части для подрыва БЧ на оптимальном расстоянии от преграды. Появление брони с динамической защитой стало причиной разработки ракеты TOW-2A, оснащенной тандемной боевой частью.

Следующей модификацией ракеты является TOW-2B, которая используется для поражения целей с вертолетов. Ее БЧ имеет также тандемную конструкцию: два заряда, из которых формируются ударные ядра. Заряды (диаметр каждого 149 мм) подрываются взрывателями одновременно и поражают сверху наименее защищенную часть корпуса. Бронепробивная способность поражающего элемента сравнительно невелика и примерно равна диаметру БЧ, тогда как у кумулятивных БЧ бронепробиваемость достигает шести диаметров.

Дальнейшее совершенствование комплекса заключалось в создании новых систем наведения: ракеты с беспроводным управлением, варианты с автономной головкой самонаведения «выстрелил — забыл».

В настоящее время работы нацелены на дальнейшее повышение боевой эффективности комплекса, уменьшение габаритно-массовых характеристик и количества входящего в его состав оборудования.

Таким образом, поиск технических решений как по защите, так и по боеприпасам продолжается и исследования особенностей взаимодействия боеприпасов различных конструкций с преградами различных типов по-прежнему актуальны.

Список литературы к гл. 1

1.1. Боеприпасы артиллерии армии США: Техн. рук. ТМ-9-1300-203: Пер. с англ. М.: Воениздат, 1970.

1.2. Аналитический обзор изменений в развитии бронетанковой техники главных стран НАТО / ЦИВТИ МО СССР. М., 1973.

1.3. Jane's International Defence Review. 1991. N 4. P. 349–352.

1.4. Jane's International Defence Review. 1995. N 6. P. 59–63.

1.5. Jane's International Defence Review. 1996. N 9. P. 63–65.

1.6. Jane's International Defence Review. 1997. N 5. P. 50–51.

1.7. *Lanz* W., Odermatt W., Weihrauch G. Kinetic Energy Projectiles Development history, State of the art trends // Proc. 19th Intern. Symp. on Ballistics. Brussels, 2001.

1.8. Jane's International Defence Review. 2002. N 10. P. 41–48.

1.9. Jane's International Defence Review. 1976. N 4. P. 640–642.

1.10. Jane's International Defence Review. 1982. N 1. P. 71–74.

1.11. Jane's International Defence Review. 1982. N 5. P. 612–614.

1.12. Jane's International Defence Review. 1983. N 5. P. 643–645.

1.13. Zoldat und Technik. 1981. N 12. S. 708.

1.14. Armada. 1981. N 4. P. 56, 60, 62.

1.15. Air et Cosmos. 1978. N 718. P. 31.

1.16. Air et Cosmos. 1980. N 809. P. 45.

1.17. Air et Cosmos. 1980. N 833. P. 35.

1.18. Air et Cosmos. 1981. N 845. P. 35.

1.19. Air et Cosmos. 1981. N 865. P. 94.

1.20. Air et Cosmos. 1982. N 889. P. 35.

1.21. Air et Cosmos. 1982. N 894. P. 33.

1.22. International Wehrreview. 1979. N 6. P. 876.
1.23. International Wehrreview. 1980. N 1. P. 90–91.
1.24. International Wehrreview. 1981. N 8. P. 1074.
1.25. International Wehrreview. 1982. N 2. P. 207.
1.26. Truppendienst. 1974. N 3. S. 210–212.
1.27. Truppendienst. 1979. N 3. S. 228–231.
1.28. Truppendienst. 1981. N 4. S. 339.
1.29. Interavia Air Letter. 1981. N 9672. P. 4.
1.30. Defence Daily. 1980. N 8. P. 57.
1.31. Flight. 1980. N 3730. P. 1676.
1.32. Flight. 1983. N 3844. P. 71.
1.33. Kampftruppen. 1976. N 5. S. 173.
1.34. Kampftruppen. 1980. N 3. S. 134.
1.35. Army. 1981. N 10. P. 305.
1.36. Armor. 1981.N 1.P.40.
1.37. Armor. 1981. N 3.
1.38. Armor. 1981. N4. P. 64–69.
1.39. Armor. 1981.N5.P.42–43.
1.40. Зарубежная военная техника. Сер. II. 1981. Вып. 4 (10). С. 18, 19.
1.41. Armed Forces Journal. 1973. N 11. P. 22–23.
1.42. Military Technology. 1997. N 10. P. 102–112.
1.43. Soldat und Technik. 2001. N 1. S. 22.
1.44. Soldat und Technik. 2000. N 1. S. 55.
1.45. Реклама фирмы Olin ORDNANCE. St. Petersburg, FL, 1992.
1.46. Реклама фирмы Olin ORDNANCE. St. Petersburg, FL, 1992.
1.47. Реклама фирмы RHEINMETALL. 1995.
1.48. US-Norwegian hypervelocity missile addresses multiple requirements // Jane's Intern. Defence Rev. 2003. N 2.
1.49. Canada develops technologies for hypervelocity missile // Jane's Intern. Defence Rev. 2003. N 1.
1.50. Explosives with lined cavities / G. Birkhoff, D.P. MacDougal, E.M. Pugh, G.J. Taylor // J. Appl. Physics. 1948. V. 19, N 6.
1.51. ***Pugh*** E.M., ***Eichelberger R.J., Rostoker N.J.*** Theory of jet formation by charges with lined conical cavities // J. Appl. Physics. 1952. V. 23, N 6.
1.52. ***Walsh*** J.M., ***Shreffler R.G., Willig F.G.*** Limiting condition for jet formation in high velocity collisions // J. Appl. Physics. 1953. V. 47, N 3.
1.53. *Лаврентьев М.А.* Кумулятивный заряд и принцип его работы // Успехи математ. наук. 1957. Т. 12, вып. 4 (76).

1.54. Физика взрыва / Ф.А. Баум, Л.П. Орленко, К.П. Станюкович и др. М.: Наука, 1975.

1.55. *Кинеловский С.А., Тришин Ю.А.* Физические аспекты кумуляции // Физика горения и взрыва. 1980. Т. 16, № 5.

1.56. *Уляков П.И.* Предельное растяжение металла в кумулятивной струе // Журн. техн. физики. 1995. Т. 65, вып. 11.

1.57. *Chou H.C., Carleone J., Karpp R.* Criteria for jet formation from impinging shells and plates // J. Appl. Physics. 1976. V. 47, N 7.

1.58. *Haugstad* B. On the break-up shaped charge jets // Propellants, Explosives, Pyrotechnics. 1983. N 8.

1.59. Особенности инерционного растяжения кумулятивных струй в свободном полете / А.В. Бабкин, С.В. Ладов, В.М. Маринин, С.В. Федоров // Приклад. механика и теорет. физика. 1997. Т. 38, № 2.

1.60. *Held* M. Particulation of shaped charge jets // Proc. 11th Intern. Symp. on Ballistics. Brussels. 1989. V. 2.

1.61. Regularities of shaped charge metal jets deformation and break-up in free flight / A.V. Babkin, S.V. Ladov, S.V. Fedorov, V.M. Marinin // Proc. 17th Intern. Symp. on Ballistics. Midrand, 1998. V. 2.

1.62. Численное моделирование и определение закономерностей формирования и разрушения металлических кумулятивных струй / А.В. Бабкин, С.В. Ладов, В.М. Маринин, С.В. Федоров // Хим. физика. 1999. Т. 18, № 10.

1.63. Закономерности растяжения и пластического разрушения металлических кумулятивных струй / А.В. Бабкин, С.В. Ладов, В.М. Маринин, С.В. Федоров // Приклад. механика и теорет. физика. 1999. Т. 40, № 4.

1.64. *Hirsh E.A.* Formula for the shaped charge break-up time // Propellants and Explosives. 1979. V. 4, N 5.

1.65. *В.М. Маринин, А.В. Бабкин, В.И. Колпаков.* Методика расчета параметров функционирования кумулятивного заряда // Оборон. техника. 1995. № 4.

1.66. *Hirsh E.A.* The Mott Fragmentation Model and the Break-up Parameter // Propellants, Explosives, Pyrotechnics. 1989. N 14.

1.67. *Hirsh E.A.* Model for Explaining the Rule for Calculating the Break-up Time of Homogenius Ductile Metals // Propellants and Explosives. 1981. V. 6, N 11.

1.68. *Hirsh E.A.* The natural spread and tumbling of shaped charge jet segment // Propellants and Explosives. 1981. V. 6, N 4.

1.69. *Дубовской М.А.* Выбор оптимального угла раствора конуса кумулятивной выемки // Оборон. техника. 1996. № 8/9.

1.70. *Лаврентьев М.А., Шабат Б.В.* Проблемы гидродинамики и их математические модели. М.: Наука, 1973.

1.71. *Маринин* В.*М., Бабкин* **А.В.** *Колпаков В.И.* Методика расчета параметров функционирования кумулятивного заряда // Оборон. техника. 1995. № 4.

1.72. *Колпаков* **В.М.** *Ладов* **С.В.** *Рубцов* **А.А.** Математическое моделирование кумулятивных зарядов. М.: Изд-во МГТУ ММ Н.З. Баумана, 1998.

1.73. *Зельдович Я.Б.* Сходящаяся цилиндрическая детонационная волна // Журн. эксперимент. и теорет. физики. 1959. Т. 36, вып. 3.

1.74. Физика взрыва / С.Г. Андреев, А.В. Бабкин, Ф.А. Баум и др.; Под ред. Л.П. Орленко. М.: Физматлит, 2002.

1.75. Высокоскоростные ударные явления / Под ред. В.Н. Николаевского. М.: Мир, 1973.

1.76. Armed Forces Journal International. 1996. N 2. P. 14.

1.77. Jane's International Defence Review. 1999. N 9. P. 79.

1.78. Jane's International Defence Review. 2001. N 11. P. 3.

1.79. Armada Intern. 1999. N 5. P. 70.

1.80. Military Technology. 2000. N 2. P. 72.

1.81. *Schulz* H.-D. PARS 3 LR Waffensystem des Unterstutzungshubschrauber Tiger // Soldat und Technik. 2000. N 10.

1.82. Soldat und Technik. 2000. N 7. S. 480.

1.83. Soldat und Technik. 2000. N 4. S. 203.

1.84. Soldat und Technik. 2000. N 7. S. 479.

1.85. Soldat und Technik. 2001. N 3. S. 66.

1.86. Jane's International Defence Review. 2003. N 2. P. 12.

1.87. Jane's International Defence Review. 2003. N 5.

1.88. Реклама фирмы Olin ORDNANCE. St. Petersburg, FL, 1991.

1.89. Реклама фирмы Olin ORDNANCE. St. Petersburg, FL, 1995.

1.90. Реклама фирмы HUGHES The TOW2 WEAPON SYSTEM. Tucson, AZ, 1992.

1.91. Реклама фирмы MBB Deutsche Aerospace. Munchen, 1992.

Глава 2. ОЦЕНКА СТОЙКОСТИ ЕРОНМ К ВОЗДЕЙСТВИЮ БРОНЕБОЙНЫХ ПОДКАЛИБЕРНЫХ СНАРЯДОВ И КУМУЛЯТИВНЫХ СРЕДСТВ ПОРАЖЕНИЯ

2.1. Обозначения и терминология

В отрасли действует стандарт, устанавливающий термины и определения основных понятий, применяемых в области броневой защиты. Приведем некоторые из них.

Основные параметры условий обстрела броневой преграды, обозначения.

Угол встречи средства поражения (его активной части) *с броневой преградой* — угол между нормалью к лицевой поверхности броневой преграды в точке попадания средства поражения и касательной к его траектории в той же точке (α).

Конструктивный угол наклона броневой преграды — угол между вертикалью в рассматриваемой точке и касательной плоскостью к лицевой поверхности броневой преграды (δ).

Угол подворота броневой преграды — угол между горизонтальной проекцией нормали к лицевой поверхности броневой преграды и направлением обстрела (γ_1).

Свойства броневой преграды.

Стойкость — свойство броневой преграды выдерживать воздействие средств поражения в заданных условиях испытаний без получения некондиционных поражений. Под некондиционными поражениями понимают недопустимую степень разрушения броневой преграды, устанавливаемую в нормативно-технической документации.

Живучесть — свойство броневой преграды сохранять защитные функции при неоднократном воздействии на нее средств поражения, сопротивляться в заданных условиях образованию сквозных трещин, сколов (имеющих размеры, превышающие допустимые в нормативно-технической документации), а также проломов и расколов.

Показатели свойств броневой преграды.

Предел кондиционных поражений броневой преграды — экстремальное значение измеряемого в заданных условиях испытаний параметра, при котором на данной броневой преграде получены только кондиционные поражения. Предел кондиционных поражений (ПКП) броневой преграды может быть выражен максимальной ударной скоростью средства поражения (его активной поражающей части), максимальной дальностью обстрела или подрыва, минимальным углом встречи с броневой преградой, минимальной толщиной преграды по нормали или в направлении касательной к траектории поражающего средства в точке попадания ($V_{ПКП}$, $D_{ПКП}$, $\alpha_{ПКП}$, $b_{ПКП}$).

Предел сквозных поражений броневой преграды — экстремальное значение измеряемого в заданных условиях испытаний параметра, при котором средство поражения или его элемент проходит за данную броневую преграду. Предел сквозных поражений (ПСП) броневой преграды может быть выражен минимальной ударной скоростью средства поражения, максимальной дальностью обстрела или подрыва, максимальным углом встречи с броневой преградой, максимальной толщиной брони-преграды по нормали или в направлении касательной к траектории поражающего средства в точке попадания ($V_{ПСП}$, $D_{ПСП}$, $\alpha_{ПСП}$, $b_{ПСП}$).

Показатель противокумулятивной стойкости броневой преграды — частость получения кондиционных поражений (непробития) для данной броневой преграды при заданных условиях испытаний кумулятивными средствами ($h_{нп}$).

Толщина броневой преграды по ходу — расстояние (в миллиметрах) между лицевой а тыльной поверхностями преграды, замеренное по направлению вектора ударной скорости от точки его пересечения с лицевой поверхностью преграды ($b/\cos\alpha$).

Основные показатели, характеризующие защитные свойства брони танков. Этими показателями являются:

– габаритно-массовые параметры (Г, М);

– стальной эквивалент по стойкости $B_{экв}$;

– коэффициенты стойкости $K_Г$, $K_М$ и $K_О$.

Габаритно-массовые параметры брони характеризуются габаритом (Г, мм) и эквивалентом по массе (М, мм). *Габарит* комбинированной брони — толщина брони в миллиметрах по ходу снаряда (горизонтальная толщина). *Эквивалент по массе* — горизонтальная толщина монолитной стальной брони, имеющей одинаковую с комбинированной броней массу;

$B_{экв}$ — *стальной эквивалент по стойкости* — горизонтальная толщина гомогенной стальной брони, имеющей равную с рассматриваемой комбинированной броней противоснарядную ($B_{экв}^{БПС}$) или противокумулятивную ($B_{экв}^{КС}$) стойкость, мм;

$K_Г$ — *габаритный коэффициент стойкости*; выражается отношением габарита преграды к эквиваленту по стойкости: $K_Г = Г/B_{экв}$. Он показывает, во сколько раз толщина комбинированной брони больше (меньше) толщины равностойкой монолитной стальной брони;

$K_М$ — *массовый коэффициент стойкости*; выражается отношением массы преграды к эквиваленту по стойкости: $K_М = М/B_{экв}$. Он показывает, во сколько раз масса комбинированной брони меньше (больше) массы равностойкой монолитной стальной брони;

$K_О$ — *обобщенный коэффициент стойкости*, $K_О = K_Г K_М$. Он показывает, насколько эффективна конкретная броня по сравнению с равностойкой монолитной стальной броней. При заданных габаритно-массовых ограничениях чем меньше значение этого коэффициента, тем эффективнее преграда.

Виды поражения брони. Их оценивают по характеру разрушений тыльной поверхности брони.

Все поражения при оценке стойкости брони делят на кондиционные и некондиционные.

К *кондиционным* относятся поражения с выпучиной любого размера («чистые», с «сединками», с надрывами без протекания керосина и несквозными трещинами, которые не выходят за размеры, установленные действующими техническими условиями — ТУ).

К *некондиционным* поражениям относятся:

– проломы и расколы брони;

– сквозные пробоины и трещины любого размера;

– несквозные трещины, превышающие по своему размеру оговоренные в ТУ;

– наметившиеся отколы (в том числе в виде выпучины с кольцевой трещиной по границе) и полные отколы любого размера;

– наметившиеся пробки.

2.2. Методы исследования стойкости брони к воздействию бронебойных подкалиберных снарядов и кумулятивных средств поражения

2.2.1. Количественная оценка стойкости брони к воздействию бронебойных подкалиберных снарядов, полученная экспериментальным путем

Количественную оценку стойкости брони различных типов к воздействию бронебойных подкалиберных снарядов (БПС) проводят по предельным показателям кондиционных поражений $V_{ПКП}$, $D_{ПКП}$, $\alpha_{ПКП}$, $b_{ПКП}$:

$V_{ПКП}$ — *предельная скорость кондиционных поражений* при обстреле брони бронебойными калиберными и подкалиберными снарядами — максимальная ударная скорость, при которой данная бронепреграда или ее определенная зона при обстреле в заданных условиях (толщина брони, тип снаряда, угол встречи снаряда с броней) nonysana только кондиционные поражения (по действующим ТУ);

$D_{ПКП}$ — *предельная дальность кондиционных поражений* — дальность, соответствующая ударной скорости снаряда, равной предельной скорости кондиционных поражений;

$\alpha_{ПКП}$ — *предельный угол кондиционных поражений* при обстреле брони бронебойными калиберными и подкалиберными снарядами — минимальный угол встречи снаряда с броней, при котором в случае обстрела данной преграды в заданных условиях (толщина брони, тип снаряда, ударная скорость) получались только кондиционные поражения (по действующим ТУ);

$b_{ПКП}$ — *предельная толщина кондиционных поражений* — минимальная толщина данной брони, для которой при обстреле в заданных условиях данного эксперимента получались только кондиционные поражения (по действующим ТУ).

Закономерности изменения показателей стойкости брони от условий обстрела выражаются графическими зависимостями различного вида.

Данные по стойкости брони представлены в специальных справочниках. Испытания для их получения проводили по соответствующим программам. Скорости ПКП монолитной брони определяли в соответствии с ГОСТом.

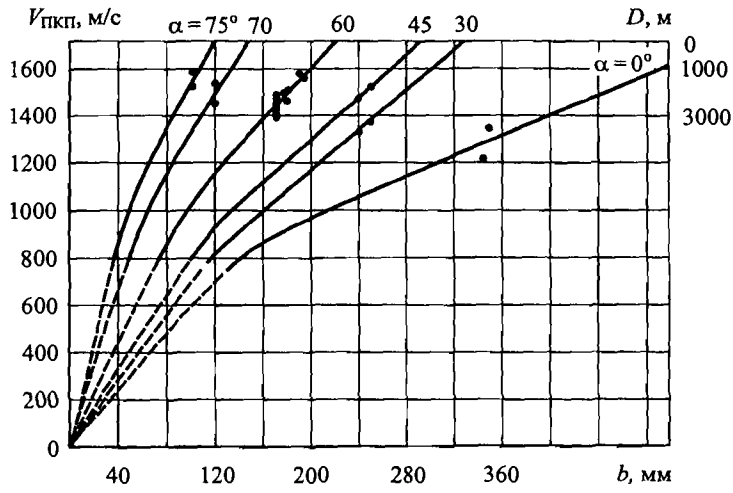
Во всех случаях испытываемые плиты и образцы брони жестко закрепляли в специальных шпангоутах. При испытаниях комбинированной брони ее элементы собирали в пакеты и скрепляли болтами или

броневыми скобами. Скорость снаряда замеряли с точностью не менее 0,15 %, угол наклона плит устанавливали с точностью ± 30' при углах встречи от 0 до 30° а ± 15' при углах более 30°. Межпреградное расстояние в случае испытаний двух- и многопреградной брони устанавливали с точностью 2 %. Полученные в каждом опыте значения $V_{ПКП}$ подтверждали не менее чем двумя выстрелами. Разрыв по скорости между значениями предела кондиционных поражений а ближайшего некондиционного поражения составлял, как правило, не более 15 м/с.

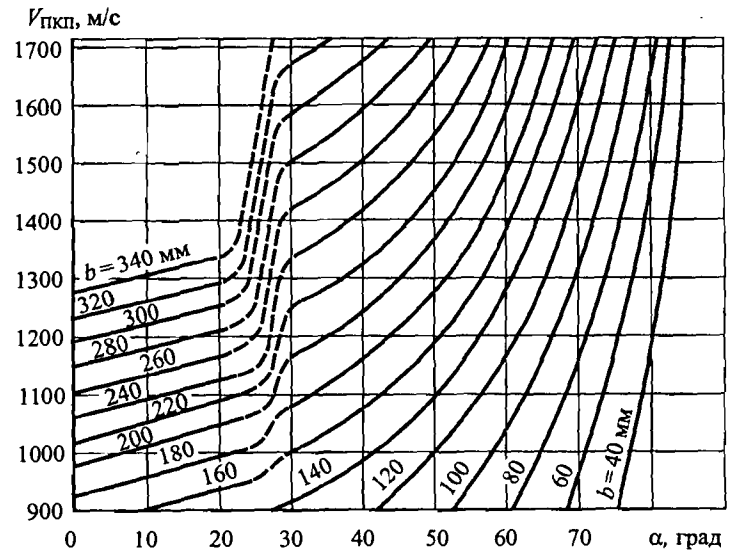
Экспериментальные данные обрабатывали с использованием метода наименьших квадратов. На практике наблюдается достаточно большой разброс значений стойкости брони, зависящий как от колебаний физико-механических характеристик самой брони, так и от качества снарядов и некоторых изменений в условиях испытаний. Поэтому, строго говоря, при построении зависимостей противоснарядной стойкости нужна статистическая обработка результатов испытаний. Такие разработки существуют, однако в практику использования на предприятиях отрасли пока не введены, так как требуют значительного числа испытаний, которые в силу ряда причин, в том числе экономических, не могут быть осуществлены.

Обобщенные опытные данные по противоснарядной стойкости брони приводятся в виде зависимостей средних значений показателей стойкости от условий обстрела по каждому определенному снаряду. Для стальной гомогенной катаной и литой танковой брони чаще всего эти зависимости строят в координатах $V_{ПКП} = f(b)_{\text{при}\ \alpha = \text{const}}$; $V_{ПКП} = f(\alpha)$ при $b = \text{const}$ и $b/\cos\alpha = f(\alpha)$ при $V = \text{const}$ (рис. 2.1, 2.2).

Графики зависимостей $V_{ПКП} = f(\alpha)$ при $b = \text{const}$ получены перестроением графиков $V_{ПКП} = f(b)$ при $\alpha = \text{const}$. Для этого на исходном графике (рис. 2.1, *а)* проводили прямые $b = \text{const}$. Точки пересечения этих прямых с графиками $V_{ПКП} = f(b)$ являются исходными для построения графиков зависимостей $V_{ПКП} = f(\alpha)$ при $b = \text{const}$. Графики $V_{ПКП} = f(b)$ при $\alpha = \text{const}$ в случае необходимости можно перестроить в графики зависимостей $b/\cos\alpha = f(\alpha)$ при $V = \text{const}$. Для этого на исходном графике проводят прямые, соответствующие определенным ударным скоростям а параллельные оси абсцисс. Точки пересечения прямых $V = \text{const}$ с графиками $V_{ПКП} = f(b)$ при $\alpha = \text{const}$ являются исходными для построения графиков $b/\cos\alpha = f(\alpha)$ при $V = \text{const}$. Для удобства определения показателей стойкости брони в зависимости от дальности обстрела на все графики нанесены шкалы перевода ударных скоростей в дальности обстрела.

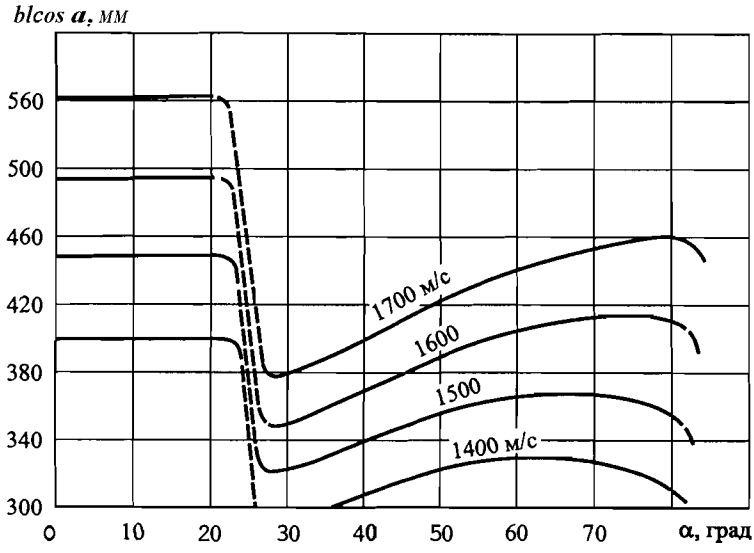


а

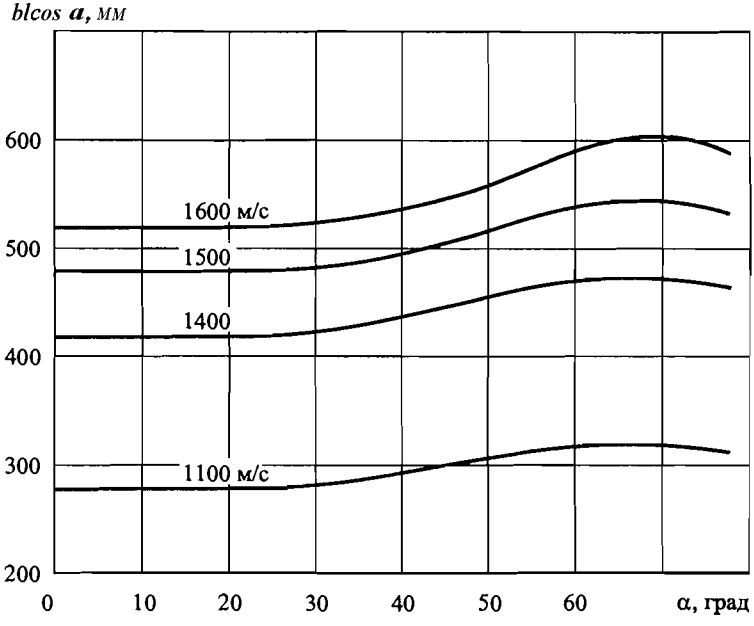


б

Рис. 2.1. Графики зависимостей значений $V_{ПКП}$ однопреградной гомогенной катаной стальной брони средней твердости от толщины преграды (*а*) и угла встречи (*б*) при обстреле БПС с сердечником из твердого сплава в головной части корпуса



а



б

Рис. 2.2. Графики зависимостей горизонтальной защищающей толщины монолитной стальной брони от угла встречи снаряда с броней при различных ударных скоростях при воздействии БПС с сердечником из твердого сплава в головной части корпуса (*а*) и моноблочного (*б*)

В справочнике, изданном НИИ стали, представлены графики стой кост двухпреградной брони в координатах $V_{ПКП} = f(b_1)$ — зависи мость скорости от толщины первой преграды — при фиксированны значениях угла встречи с первой преградой α_1, толщины второй пре грады b_2 и конкретных межпреградных расстояниях $b_{возд}$, а также в ко ординатах $V_{ПКП} = f(b_{возд.\ по\ ходу})$ для некоторых систем при воздействи различных БПС.

По характеру зависимостей стойкости брони можно судить о меха гом. Исследователь, обладающий определенным опытом в данной об ласти, по кривым стойкости, построенным в различных координатах способен получить значительный объем дополнительной косвенно информации принципиального свойства. Так, если зависимости п стойкости брони при воздействии БПС типа APDS, построенные в ко ординатах $V_{ПКП} = f(\alpha)$ при дискретных значениях защищающей тол щины (b = const), имеют тенденцию к резкому увеличению $V_{ПКП}$ посл углов встречи α порядка 30...45°, то это однозначно говорит о том, чт сердечники БПС выполнены из карбидовольфрамового (жесткого), а не вольфрамового (срабатывающегося) сплава, тогда как тенденци плавного нарастания $V_{ПКП}$ с ростом углов вплоть до углов рикошет будет свидетельствовать об использовании в качестве материала сер дечника вольфрамового сплава. Сам диапазон значений углов встречи при котором наблюдается переход от начала входа карбидовольфрамо вого сердечника в броню острием головной части к соударению ее с броней боковой поверхностью (на графике — резкое увеличение $V_{ПКП}$) может свидетельствовать о геометрии головной части, характерно либо для отечественных БПС такого типа, либо, например, для англий ских БПС L28A1. Для отечественных БПС это углы свыше 45° (сер дечник имеет конический носмк с углом раствора 90°, переходящий оживало), для английских — углы свыше 30° (конический носнк с уг лом 120°, переходящий в слабоконическую часть).

Характер зависимости горизонтальной защищающей толщины $b/\cos\alpha$ от углов встречи α для оперенных БПС (ОБПС) типа APFSD может свидетельствовать о конструктивном исполнении корпуса ак тивной части. Как правило, зависимости стойкости брони при воздей ствии моноблочных срабатывающихся (стальных, вольфрамовых, ура новых) сердечников имеют тенденцию к пологому росту вплоть д углов рикошета с экстремумом в интервале значений 70...75°. Есл бронепробивная способность снаряда при малых угла встречи суще ственно выше, чем при больших, затем при α = 15...30° резко падает

вновь полого нарастает, то можно утверждать, что в составе срабатывающегося корпуса активной части дополнительно содержится твердосплавный (карбидовольфрамовый) сердечник, расположенный ближе к головной части корпуса. К БПС такого типа относятся, например, отечественные ОБПС 3БМ15 и 3БМ22.

Если же зависимость $b/\cos\alpha = f(\alpha)$ указывает на минимальную разницу в бронепробивной способности при малых и больших углах встречи, то это, скорее всего, свидетельствует об удачно спроектированном срабатывающемся сердечнике, в котором удалось, сохранив его преимущества при больших углах встречи, нарастить бронепробивную способность при малых углах. Так, в израильском ОБПС М111 такой эффект достигается установкой в пространстве под баллистическим наконечником ступенчатого конического наконечника из трех раздельных тяжелосплавных цилиндров разного диаметра, искусственно удлиняющих основной корпус снаряда при малых углах встречи, но не мешающих закусыванию при больших углах. В австрийском снаряде фирмы NORICUM NP105A2 эта же задача решается с помощью тяжелосплавного баллистического конического наконечника, имеющего в месте перехода в основной корпус ослабляющую кольцевую выточку.

На графики подобного рода принято накладывать зависимость ударной скорости от дальности обстрела; по величине падения скорости на дальности можно судить о совершенстве баллистических характеристик снаряда.

2.2.2. Количественная оценка стойкости брони к воздействию кумулятивных средств поражения, полученная экспериментальным путем

Для кумулятивных средств поражения характерна нестабильность действия, связанная как с точностью изготовления кумулятивного узла, так и с условиями взаимодействия, которые характеризуются углом взаимодействия α и ударной скоростью $V_{уд}$. Поскольку на глубину проникания кумулятивной струи в броню одновременно оказывает влияние большое число факторов, не поддающихся предварительному учету, исходные данные по бронепробивной способности различных кумулятивных средств получают экспериментально.

Кумулятивными боеприпасами испытывают полубесконечные броневые преграды средней твердости, т. е. преграды такой толщины, которую заведомо не пробивает применяемый боеприпас. После прове-

дения испытаний замеряют глубину каждой кумулятивной каверны одним из следующих способов: порезкой по поражению; снятием слоя по толщине листа; засверловкой броневых листов с ультразвуковой дефектоскопией.

Полученные экспериментальные данные подвергают статистической обработке. По результатам измерений глубин каверн в фиксированных условиях испытаний рассчитывают статистические характеристики: средневыборочные значения $\overline{L}$ и выборочные средние квадратичные отклонения S глубин каверн. Для построения графиков функций распределения глубин внедрения кумулятивных струй в заданных условиях испытаний значения глубин каверн записывают в возрастающем порядке и для каждого рассчитывают накопленную частость

$$F_j(L) = \frac{j}{n+1},$$

где j — порядковый номер глубины внедрения; n — число опытов. По оси абсцисс откладывают значения глубин каверн, а по оси ординат — значения накопленной частости $F(L_i)$. Кривые по точкам проводят исходя из предположения, что закон распределения глубин каверн близок к нормальному, при этом используют метод наименьших квадратов. Примеры представления бронепробивной способности кумулятивных средств поражения при воздействии по монолиту показаны на рис. **2.3.**

Для практики важно получить зависимости изменения бронепробивной способности кумулятивного средства поражения от момента подрыва взрывателя до момента взаимодействия с броней, т. е. зависимости $L = \mathrm{f}(b_{\text{возд}})$, где $b_{\text{возд}}$ — расстояние между экраном и основной броней. С этой целью проводили испытания экранированной брони при различных условиях встречи кумулятивного боеприпаса с броней. Взводной экран должен был только обеспечивать надежное инициирование боеприпаса и исключать расход струи и силовое воздействие на боеприпас. Так как взрыватели кумулятивных боеприпасов имеют различную чувствительность, для каждого вида снаряда при обстреле подбирали соответствующий взводной экран, который устанавливали параллельно основной броне на различных расстояниях $b_{\text{возд}}$. При подрывах боеприпасов экран не устанавливали, а величину $b_{\text{возд}}$ измеряли от основания кумулятивной воронки. После каждой серии опытов измеряли глубину каждой кумулятивной каверны в основной броне по методике, предложенной для однопреградной брони.

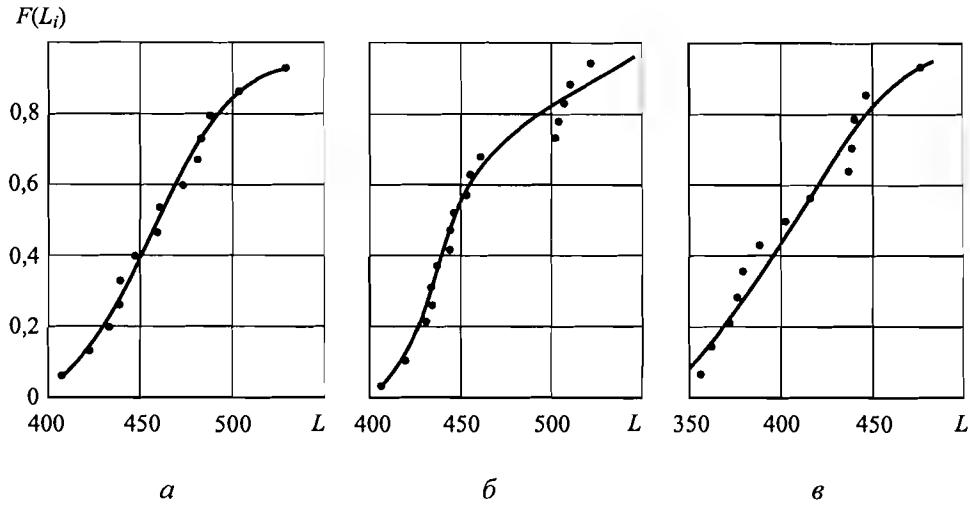


Рис. 2.3. Графики эмпирической функции распределения глубин проникания кумулятивных струй ($V_{уд}$ = 940 м/с): *а* — α = 35°; *б* — α = 60°; *в* — α = 70°

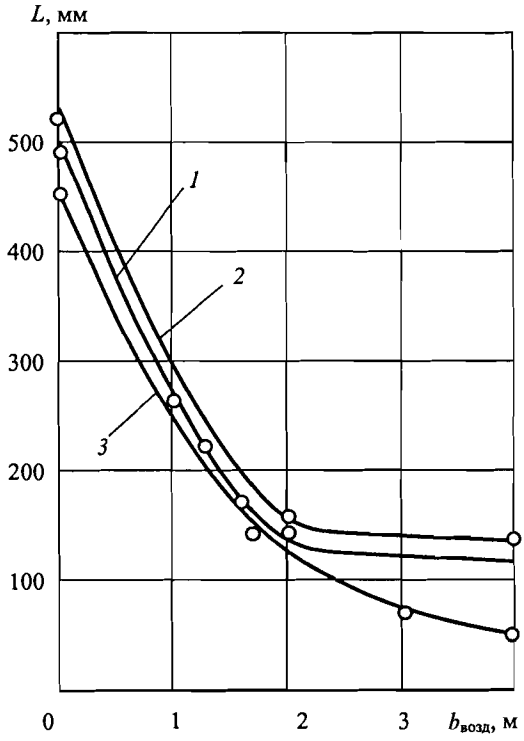


Рис. 2.4. Графики зависимости среднего значения глубин проникания кумулятивных струй в броневую преграду от расстояния между экраном и основной броней: I — $V_{уд}$ = *580* м/с, *а* = 0°; *2* — $V_{уд}$ = = *940* м/с, α = 0°; *3* — $V_{уд}$ = *940* м/с, *а* = *60"*

Полученные экспериментальные данные подвергали статистической обработке так же, как и для однопреградной брони. По результатам измерений глубин каверн после каждой серии опытов рассчитывали статистические характеристики — средневыборочное значение $\overline{L}$ и выборочное среднее квадратичное отклонение S глубин каверн в основной броне. Рассчитанные значения $\overline{L}$ использовали для построения зависимостей $\overline{L}(b_{\text{возд}})$ с применением метода наименьших квадратов, значения $S(b_{\text{возд}})$ представляли в табличном виде. Примеры зависимости бронепробивной способности кумулятивных средств поражения от момента подрыва взрывателя (межпреградного расстояния) приведены на рис. 2.4.

2.2.3. Классификация и анализ расчетных методов оценки стойкости брони к воздействию бронебойных подкалиберных снарядов

Для теоретической оценки бронебойного действия снарядов применяют ряд методов, которые условно можно разделить на три группы:

1) эмпирические, основанные на обработке накопленного экспериментального материала;

2) приближенные методы, основанные на идеализированном описании основных процессов, протекающих при пробитии преграды ударником в условиях выделения главных физических параметров, ответственных за явление в целом, и опирающиеся на формализованное представление уравнения баланса энергии или теоремы динамики твердого тела;

3) методы, основанные на интегрировании неодномерных уравнений механики сплошных сред с помощью различных численных методов или представлении решения задачи в рядах.

Аппроксимационные эмпирические зависимости, полученные статистической обработкой накопленного экспериментального материала, дают хорошее соответствие по интегральным характеристикам процесса, таким, как толщина пробиваемой брони или глубина проникания снаряда в преграду, только в исследованных диапазонах изменения исходных параметров. Примером эмпирической зависимости может служить формула, полученная в ЦНИИХМ, описывающая пробитие монолитной брони удлиненным ударником:

$$b = \left(\frac{m\lambda}{\rho_{уд}}\right)^{1/2} \left[A_1 V_{уд}^{2/3} - A_2\right] \left(\frac{\rho_{уд}}{\rho_{пр}}\right)^{1/2} \cos^{2/3}\alpha, \qquad (2.1)$$

где b — толщина брони, см; m — масса ударника, г; $\lambda = l/d$ — удлинение ударника (l — длина ударника, d — диаметр ударника); $\rho_{уд}$ — плотность ударника, г/см^3; $A_1 = 2{,}77$; $A_2 = 2{,}15$ — эмпирические коэффициенты для ударников из сплава ВНЖ-90; $V_{уд}$ — скорость соударения, км/с; $\rho_{пр}$ — плотность материала преграды; α — угол встречи.

Наилучшая сходимость расчетных значений толщин брони с полученными экспериментально находится в диапазоне скоростей соударения от 1200 до 2000 м/с при пробитии преград с относительной толщиной $b/l = 0{,}45...1{,}0$.

К настоящему времени известно несколько десятков подобных инженерных формул расчета бронепробивной способности снарядов. Эти формулы получены на протяжении полутора столетий исследования процессов взаимодействия снарядов с броней как в России, так и за рубежом.

Несомненным достоинством таких формул является их компактность, позволяющая инженеру производить расчеты, используя простейшие вычислительные устройства при минимальных затратах времени.

Другим достоинством инженерных формул является достаточно высокая сходимость результатов расчетов с экспериментальными данными. Погрешность в расчетах 5...10 % наблюдалась в тех диапазонах изменения начальных параметров взаимодействия, в которых была получена информация при проведении лабораторных и натурных испытаний.

Наиболее широко применяемым методом для решения прикладных задач бронепробития является *экспериментально-теоретический* подход, основанный на выделении доминирующих факторов, определяющих процесс проникания в преграды, экспериментальном изучении физических особенностей явления, формулировании основополагающих, подтвержденных опытным путем гипотез, математической формулировке задачи проникания снаряда как движения тела в плотной среде с сопротивлением.

В процессе пробития преграды под углом ударник движется по траектории, представляющей собой кривую, обусловленную нестационарностью течения материала преграды в лицевых а тыльных слоях, на границах раздела слоев с различными физико-механическими свойствами, а также такими возмущающими факторами, как угол рассогласования вектора скорости снаряда с его осью симметрии (угол атаки) и угловыми скоростями вращения.

Для исследования траектории движения снаряда в преграде обычно используют следующие системы координат: неподвижную $O_{\text{п}}X_{\text{п}}Y_{\text{п}}Z_{\text{п}}$, связанную с преградой, и подвижную $O_{\text{у}}X_{\text{у}}Y_{\text{у}}Z_{\text{у}}$, связанную с ударником.

Для описания динамики поступательного движения используют теорему количества движения

$$\dot{\vec{Q}} = \vec{F}, \tag{2.2}$$

где $\vec{Q}$ — вектор количества движения; $\vec{F}$ — главный вектор внешних сил, обусловленных сопротивлением преграды.

Динамику вращательного движения описывают с помощью теоремы об изменении момента количества движения

$$\dot{\vec{K}} = \vec{M}\ , \tag{2.3}$$

где $\vec{K}$ — главный момент количества движения ударника при движении относительно осей, проходящих через центр массы $O_{\text{у}}$; $\vec{M}$ — главный момент внешних сил.

Положение центра массы снаряда относительно преграды определяется интегрированием уравнения

$$\dot{\vec{r}}_{\text{д}} = \vec{V}\ , \tag{2.4}$$

где $\vec{r}_{\text{д}}$ — вектор дальности, связывающий начало неподвижной системы координат $O_{\text{п}}X_{\text{п}}Y_{\text{п}}Z_{\text{п}}$ с центром массы $O_{\text{у}}$ движущегося снаряда; $\vec{V}$ — вектор скорости снаряда.

Угловая ориентация снаряда в преграде описывается векторным уравнением

$$\dot{\vec{\xi}} + \dot{\vec{\varphi}}_{\text{т}} + \dot{\vec{\eta}} = \vec{\omega}, \tag{2.5}$$

где $\vec{\omega}$ — вектор угловой скорости снаряда; ξ, $\varphi_{\text{т}}$, η — соответственно углы рыскания, тангажа, крена, определяющие ориентацию снаряда в преграде.

Для описания срабатывания ударника (т. е. уменьшения его длины и массы под воздействием тормозящей нагрузки со стороны преграды), характерного для проникания длинных сердечников (активные части современных БПС), необходимо использовать уравнение массового баланса

$$m = m_0 - \int_0^t |\dot{m}|\, dt\ , \tag{2.6}$$

где m — текущая масса снаряда; m_0 — начальная масса снаряда; $\dot{m}$ — массовый расход снаряда в процессе пробивания преграды.

Проектируя уравнения (2.2), (2.3), (2.5) на оси подвижной системы координат $O_yX_yY_yZ_y$, а уравнение (2.4) — на оси неподвижной системы $O_пX_пY_пZ_п$, можно получить полную систему скалярных уравнений, описывающих движение снаряда в плотной среде с сопротивлением. Решение системы полностью определяет траекторию ударника в преграде и позволяет вычислить глубину проникания или предельно пробиваемую толщину преграды при заданной начальной скорости удара, а также запреградные характеристики снаряда: его скорость, угол выхода из преграды, остаточные длину и массу.

Силовые факторы $\vec{F}$, М определяются интегрированием напряжений, возникающих на границе контакта снаряда и преграды по полной поверхности контакта, и описываются следующими формулами:

$$\vec{F} = \int_S [p\vec{n}_i + p_\tau \vec{\tau}_i] dS,$$
$$\vec{M} = \int_S \vec{r}_{\text{сн}_i} [p\vec{n}_i + p_\tau \vec{\tau}_i] dS, \qquad (2.7)$$

где p, p_τ — соответственно нормальные и касательные напряжения, возникающие на контактной границе снаряда и преграды; $\vec{n}_i$, $\vec{\tau}_i$ — соответственно векторы нормали и касательной в i-й точке контактной поверхности; S — полная площадь контакта; $\vec{r}_{\text{сн}_i}$ — радиус-вектор, соединяющий центр массы снаряда и i-ю точку контактной поверхности.

Существует связь $p_\tau = \mu p$, где μ — коэффициент трения пары снаряд — преграда.

В результате оплавления, возникающего из-за высоких температур при соударении металлических пар, коэффициент трения $\mu \approx 0$, и следовательно, касательные напряжения p_τ при анализе силовой картины нагружения снаряда при проникании в первом приближении можно не учитывать.

Соотношения (2.7) указывают на зависимость силовых факторов от математической формулировки закона торможения ударника в преграде (закона сопротивления преграды внедрению снаряда), задающего количественную связь между контактным напряжением p и физическими параметрами, определяющими процесс.

Математическая формулировка закона торможения представляет собой функциональную зависимость вида

$$p = f(V, \lambda_1, \ldots, \lambda_n, \kappa_1, \ldots, \kappa_n, \zeta_1, \ldots, \zeta_n), \qquad (2.8)$$

где $\lambda_1, \ldots, \lambda_n$ — физико-механические характеристики преграды
$\kappa_1, \ldots, \kappa_n$ — параметры конструктивных особенностей ударника
$\zeta_1, \ldots, \zeta_n$ — параметры, определяющие кинематические условия взаимодействия (угловые скорости вращения, углы атаки).

Многие исследователи для получения количественной формулировки закона торможения использовали экспериментально-теоретический метод, основанный на формулировании и экспериментальном подтверждении основополагающих гипотез, задающих вид функции p, и опытном или приближенном теоретическом определении коэффициентов функциональной зависимости (2.8).

Обобщенная форма закона торможения представляется в виде

$$p = AV_{\text{п}}^2 + BV_{\text{п}} + C, \qquad (2.9)$$

где $V_{\text{п}}$ — нормальная проекция скорости снаряда в i-й точке поверхности контакта.

Составляющая $AV_{\text{п}}^2$ является динамическим сопротивлением, возникающим из-за натекания частиц материала среды на поверхности внедряющегося тела. Составляющая $BV_{\text{п}}$ связана с внутренним трением в материале преграды (фактически физическая вязкость материала). Постоянная C по физическому смыслу представляет собой собственное сопротивление преграды, обусловленное ее прочностью. Как правило постоянная C коррелирует с каким-либо физическим параметром, характеризующим прочность преграды.

Чаще всего составляющую $BV_{\text{п}}$ не учитывают, и тогда трехчленная зависимость упрощается:

$$p = AV_{\text{п}}^2 + C. \qquad (2.9а)$$

При проникании снаряда в броню по нормали к ее поверхности уравнение (2.2) записывают в виде

$$mL_{\text{п}} = -F_x, \qquad (2.10)$$

где m — масса снаряда ($m = q/g$; q — вес снаряда; g — ускорение свободного падения); $L_{\text{п}}$ — глубина проникания в преграду; $F_x = \int_S p dS$.

Уравнение (2.10) интегрируют при начальных условиях

$$t_0 = 0, \quad L_{\text{п}}(t_0) = 0, \quad \dot{L}_{\text{п}}(t_0) = V_0,$$

где V_0 — начальная скорость упара.

Применяя закон торможения вида (2.9) в какой-либо форме, после интегрирования уравнения (2.10) можно получить аналитические формулы, связывающие такие интегральные характеристики бронепробития, как глубина проникания $L_п$ или скорость предела сквозного пробития $V_{ПСП}$ с основными параметрами снаряда.

В работах В.М. Захарова, М.Е. Хорева, А.М. Корнеева (НИИ прикладной механики и математики при Томском государственном университете) даны подробный анализ и классификация инженерных формул расчета бронепробития, основанных на интегрировании уравнения (2.10), сравнение результатов расчета с экспериментальными данными и сформулированы рекомендации к практическому применению формул. Там же, кроме формул, выведенных путем интегрирования уравнения (2.10) с учетом соотношения (2.9) для той или иной формы закона торможения p, анализируются расчетные формулы, полученные из условия энергетического баланса в предположении, что объем кратера в преграде $W_к$ прямо пропорционален энергии удара снаряда E_0, а поверхность кратера является телом вращения (как правило, сферой или эллипсоидом).

Формулы, полученные на основе энергетического баланса, используют для оценки действия снаряда при таких скоростях удара, когда сердечник БПС интенсивно разрушается («расходуется»). Естественно, что конкретные численные значения этих скоростей зависят от соотношения прочностных характеристик соударяющейся пары снаряд — броня.

Классификация формул бронепробития авторами, указанными выше, строится на следующих принципах.

1. По виду поражения преграды:
- схема «среза пробки» из преграды;
- схема «прокол» преграды;
- смешанная схема «прокол — пробка»;
- схема «кратерного» внедрения для расходуемого ударника;
- схема «втекания» снаряда в преграду, характерная для действия удлиненных снарядов-стержней.

2. По форме представления закона торможения снарядов в преграде, т. е. по соотношению (2.9).

Схема «среза пробки» основана на таком физическом представлении процесса, когда при соударении в преграде возникает напряженно-деформированное состояние, характеризующееся высоким уровнем касательных напряжений в цилиндрической области, близкой к диаметру снаряда, что приводит к образованию пробки и сквозному про-

битию преграды. Для описания этого явления предполагается одно членный вид зависимости (2.9): $p \approx C \approx \tau_{ср}$, где $\tau_{ср}$ — предел текучести преграды на срез. Нужно учесть, что схема «среза пробки» на практике реализуется только для тонких преград ($b \approx d$).

Простейшей формулой схемы «среза пробки» из преграды толщиной b является формула Нобля:

$$V_{ПСП} = K_{н} \frac{d^{0,5} b}{q^{0,5}} \qquad (2.11)$$

(где $K_{н}$ — эмпирический коэффициент согласования) при использовании закона торможения

$$p = \begin{cases} \pi \tau_{ср} d (b - L_{п}), & 0 \le L_{п} \le b, \\ 0, & L_{п} > b. \end{cases}$$

В 1944 г. Н.А. Слезкин из Артиллерийской академии вывел более сложную формулу, учитывающую совместное движение выбиваемой пробки и остроголового снаряда с головной частью высотой h и формой образующей оживальной части вида $y(x) = \frac{d}{2} \frac{x}{h} \left(2 - \frac{x}{h} \right)$:

$$V_{ПСП} = \left\{ 4 \pi g b \tau_{ср} \int_{0}^{h} y(x) \left[1 + \frac{\pi b \gamma}{q} y^{2}(x) \right] dx + \pi g b^{2} \tau_{ср} d \left(1 + \frac{\pi d^{2} b \gamma}{4 g} \right) \right\}^{1/2} \qquad (2.12)$$

(где $\tau_{ср} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sigma_{т}$, а, — предел текучести преграды; γ — удельный вес снаряда) при использовании закона торможения

$$p = \begin{cases} 2 \pi y(h)\, b \tau_{ср}, & 0 \le x \le h, \\ \pi \tau_{ср} d (b + h - x), & h \le x \le h + b. \end{cases}$$

Следует отметить, что наличие в формулах (2.11) и (2.12) диаметра снаряда d позволяет учитывать двумерность процесса в таких относительно простых зависимостях.

Схема «прокол» преграды характеризуется более сложным напряженно-деформированным состоянием брони, обусловленным раздвижением слоев при проникании и реализующимся при пробитии снарядом толстых броневых плит ($b/d > 1{,}0 \ldots 1{,}5$). Для описания этого

процесса используется закон торможения в виде степенной зависимости (2.9) в той или иной форме, как правило, одночленной $p \approx C$ или двучленной $p \approx C + AV^2$.

При использовании одночленного закона торможения еще во второй половине XIX в. во Франции для оценки действия бронебойных снарядов морской артиллерии и оценки бронирования военных кораблей была получена формула Жакоб де Марра вида

$$V_{\text{ПСП}} = K_{\text{м}} \frac{d^{0,75} b^{0,7}}{q^{0,5}} \qquad (2.13)$$

(где $K_{\text{м}}$ = 2000...2400 — эмпирический подгоночный коэффициент, определяемый стрельбовыми испытаниями; q — вес снаряда) при использовании закона торможения

$$p = \begin{cases} H \dfrac{\pi d^2}{4} \left(\dfrac{b}{d} \right)^n, & 0 \le L_{\text{п}} \le b, \\ 0, & L_{\text{п}} > b. \end{cases}$$

Здесь H — параметр прочности, характеризующий сопротивление преграды внедрению снаряда; $n = 0,5$; $L_{\text{п}}$ — глубина каверны в преграде.

Следует заметить, что в формуле (2.13) $V_{\text{ПСП}}$ измеряется в м/с, d и b — в дм, q — в кг.

Применение одночленного закона торможения обусловлено тем, что на момент выведения формулы (2.13) морские пушки, в зарядах которых использовался малоэнергетичный дымный порох, обеспечивали малую скорость соударения снаряда с броней ($V_0 \approx 400...600$ м/с), что предполагает слабое влияние динамической инерционной составляющей AV^2 на процесс взаимодействия. Формула Жакоб де Марра и ее разновидности (например, формула Крупна в Германии или формула Марра — Чупрова в СССР) широко использовались в практике проектирования защитных структур объектов бронетанковой техники, боевых кораблей и бронебойных снарядов морской и сухопутной артиллерии вплоть до Второй мировой войны.

Существенным недостатком формулы Жакоб де Марра и ее разновидностей является то, что подгоночные коэффициенты $K_{\text{м}}$ и H получены в опытах с конкретными боеприпасами и типами брони и работают в очень ограниченных диапазонах значений, т. е. при смене

конструкции снаряда и марки брони необходимы опыты для определения новых значений коэффициентов.

Отметим, что соотношения типа формулы Жакоб де Марра сначала были получены как аппроксимационные эмпирические зависимости, но тем не менее при использовании уравнения (2.10) и одночленного закона торможения легко поддаются простейшему теоретическому анализу.

Использование для схемы «прокол» преграды двучленного закона торможения вида $p = C + AV^2$ позволяет существенно расширить скоростной диапазон применимости расчетных формул благодаря учету инерционной составляющей силы сопротивления прониканию, обусловленной натеканием частиц материала преграды на головную часть снаряда, однако это приводит к усложнению расчетных формул.

Ниже приведен ряд формул, полученных различными авторами при использовании двучленного закона торможения и различных подходах к определению коэффициентов **A** и **C**.

В частности, Габо предлагал использовать коэффициенты

$$C = \text{HB}, \quad A = \frac{\gamma}{4g},$$

где HB — твердость по Бринеллю материала преграды; g — ускорение свободного падения.

Согласно **К.М.**Молчанову,

$$C = \begin{cases} a & \text{при} \quad 0 \le x_{\text{п}} \le b, \\ S_{\text{К}} & \text{при} \quad b \le x_{\text{п}} \le b + h, \end{cases}$$

$$A = k(x)\rho_{\text{п}},$$

где $a \approx 1{,}7\,\text{HB}$ — удельная энергия кратерообразования; $x_{\text{п}}$ — текущее значение глубины проникания; $S_{\text{К}}$ — истинное сопротивление разрыву; $k(x)$ — коэффициент формы головной части снаряда, имеющей образующую, описываемую кривой $y(x)$, в частности, для сферы $k(x) = 0{,}5$; для конуса с углом полураствора α $k(x) = \sin^2 \alpha$; $\rho_{\text{п}}$ — плотность материала преграды.

Модель К.И. Молчанова описывает сопротивление преграды и при выходе заостренного носика снаряда за тыльную поверхность преграды путем задания ступенчатой формы для коэффициента C.

Формула Габо имеет вид

$$V_{\text{ПСП}} = \sqrt{\frac{\pi g\,\text{НВ}}{2}}\left[1-\frac{\pi d^2 b^2 \gamma}{8(b+h)\,q}\right]^{-0,5}\frac{db^{0,5}}{q^{0,5}}. \qquad (2.14)$$

Формула К.Н. Молчанова выглядит так:

$$V_{\text{ПСП}} = \sqrt{\frac{a}{2k\rho_{\text{п}}}}\left\{\alpha\exp\left(\frac{2k\rho_{\text{п}}}{m}F(b+h)\right)-\alpha\exp\left(\frac{2k\rho_{\text{п}}}{m}\left[2W_{\text{г}}+F(b+h)\right]\right)+\right.$$

$$\left.+\exp\left(\frac{4k\rho_{\text{п}}}{m}W_{\text{г}}\right)+2\exp\left(F\frac{2k\rho_{\text{п}}}{m}(b-h)\right)-3\right\}^{1/2}, \qquad (2.15)$$

где k — коэффициент формы головной части снаряда; $\alpha = S_{\text{К}}/a$; $S_{\text{К}} = 0{,}62\,\text{НВ}$; m — масса снаряда; $\text{F} = \pi d^2/4$; $W_{\text{г}}$ — объем головной части снаряда.

Формула К.И. Молчанова дает Hennохое согласование с экспериментальными данными в диапазоне скоростей вплоть до критической скорости разрушения ударника.

Наиболее широкое распространение в инженерной практике различных научных и конструкторских организаций СССР нашли расчетные формулы, полученные на основе теории бронепробития [2.1], созданной группой сотрудников Ленинградского физико-технического института (ЛФТИ) им. А.Ф. Иоффе АН СССР под руководством Ф.Ф. Витмана и В.А. Степанова.

Критический анализ теории бронепробития ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе будет дан в гл. 3, а сейчас приведем наиболее употребляемые в инженерной практике соотношения:

$$V_{\text{ПСП}} = \left\{\sqrt{\frac{H_{\text{д}}}{k\rho_{\text{п}}}}\left[\left(1+\frac{1}{\dfrac{3m}{2Fhk\rho_{\text{п}}}-1}\right)\exp\left(\frac{k\rho_{\text{п}}F}{m}(b-h_0)^2\right)-1\right]\right\}^{1/2}, \qquad (2.16)$$

$$L_{\text{к}} = h+\frac{2q}{\pi d^2 k\gamma}\ln\frac{H_{\text{д}}+k\rho_{\text{п}}V_h^2}{a}+\frac{2q(a-H_{\text{д}})}{\pi d^2 k\gamma a}. \qquad (2.17)$$

Здесь $F = \pi d^2/4$; h_0 — постоянная величина, определяемая графически по кривой, описывающей изменение площади поперечного сечения по высоте головной части снаряда; $L_к$ — глубина каверны в преграде; V_h — скорость снаряда в броне при проникании его на глубину головной части (рассчитывается по формуле, приведенной в работе [2.1]).

При выводе формул (2.16), (2.17) был использован двучленный закон торможения

$$P = H_д + k(x)\rho_п V^2,$$

где $H_д$ — динамическая твердость материала преграды, метод расчета которой обоснован в трудах ЛФТИ мм. А.Ф. Иоффе [2.1].

Формулы, предложенные сотрудниками ЛФТИ, дают наилучшее согласование с экспериментальными данными, что и обусловило их наибольшее применение в практике расчета действия БПС и стойкости защитных устройств. Следует отметить, что эти формулы использовались в некоторых организациях для расчета поражающего действия не только бронебойных снарядов, но и осколков артиллерийских снарядов и мин, авиабомб и даже поражающих элементов осколочных боевых частей ракет противовоздушной обороны.

Из формул, основанных на трехчленном законе торможения вида (2.9), следует отметить формулу О. Фукса:

$$L_к = \frac{m}{\beta}\left[\ln\left(1-\frac{\beta^{0,5}}{\alpha^{0,5}}\right) - \frac{\beta^{0,5}V_0}{\alpha^{0,5}+\beta^{0,5}V_0}\right]. \qquad (2.18)$$

В соответствии с соотношением (2.9)

$$C = \alpha; \quad B = 2\alpha^{0,5}\beta^{0,5}; \quad A = \beta,$$

где $\alpha = НВ\frac{\pi d^2}{4}$; $\beta = К\frac{\pi d^2}{4}\frac{\rho}{2g}$ (для остроголовых снарядов К = 1/3).

В отечественной инженерной практике формула О. Фукса распространения не получила.

Из формул, основанных на использовании смешанной *схемы «прокол — пробка»*, следует отметить формулу Вуича:

$$V_{ПСП} = \left\{\frac{\pi g d(d+h)}{q}\left[К'\tau_0(b+h) + \frac{К''}{2}Hd\right]\right\}^{1/2}, \qquad (2.19)$$

в которой используется закон торможения, представляющий собой суперпозицию слагаемых, учитывающих, во-первых, сопротивление выбиванию пробки, во-вторых, статическое сопротивление проколу:

$$p = \begin{cases} K'\pi\tau d + K''H\dfrac{\pi d^2}{4}, & 0 \le x_n \le b + h, \\ 0, & x_n \ge b + h, \end{cases}$$

где $\tau = \tau_0(b + h - x_n)$.

Формула (2.19) дает приемлемые результаты, однако в ней неопределенными остаются четыре параметра: K', K'', H, τ_0, точное установление значений которых практически невозможно.

Схема «кратерного» внедрения используется для описания соударения в области гидродинамических скоростей встречи и реализует механизм необратимого деформирования снаряда, что характерно для компактных элементов, т. е. осколков артиллерийских снарядов и поражающих элементов боевых частей ракет. Для построения расчетных зависимостей используется энергетическое соотношение, связывающее объем кратера с кинетической энергией ударника. Наилучшее согласование с экспериментальными данными дает формула, предложенная П.А. Петровым и Л.П. Ульянченко:

$$L_к = \left(\frac{3}{\pi g a K_{ПУ}^2}\right)^{1/3} q^{1/3}\left(\frac{\rho_с}{\rho_п}\right)^{2/3} V_0^{2/3}, \qquad (2.20)$$

где $K_{ПУ}$ — эмпирический коэффициент согласования; $\rho_с$, $\rho_п$ — плотности снаряда и преграды соответственно.

Для схемы «втекания» удлиненного ОБПС в преграду, характеризующейся большими деформациями ударника и брони, а также большой глубиной кратера, обычно рекомендуют использовать формулы, выведенные В.М. Пучковым. Модель В.М. Пучкова основана на аналитическом решении динамической задачи о расширении сферической полости в упругопластической одномерной постановке. Решение скорректировано по опытным данным, полученным при отработке БПС калибров 100 и 115 мм, и приобрело широкое распространение при проектировании как новых конструкций БПС, так и броневых преград.

Впервые по-настоящему системный подход к проблеме взаимодействия снаряда с броней был реализован в 1950-х годах в трудах ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе, ставших классическими [2.1].

Обобщая вышеизложенное, можно сделать вывод, что использование в законе торможения снаряда в преграде вида (2.8) эмпирических коэффициентов, коррелируемых с какими-либо физико-механическими параметрами преграды, позволило получить простые расчетные формулы оценки проникания, ряд из которых был приведен выше.

Подобные расчетные зависимости имеют определенную практическую ценность, прежде всего благодаря своей компактности, и позволяют производить инженерные расчеты с использованием элементарных вычислительных средств. Однако такие полуэмпирические формулы имеют ряд существенных недостатков, обусловленных, прежде всего, слабой физической обоснованностью гипотез, положенных в основу математических моделей.

Одним из главных недостатков инженерных формул является неучет влияния свободных поверхностей (лицевой и тыльной) преграды, что не позволяет принимать во внимание несимметричное нагружение снаряда, проникающего в преграду под углом, отличным от 0°, а также физические особенности процесса проникания в сложные разнесенные и слоистые преграды. Влияние свободных поверхностей преграды можно учесть введением дополнительных коэффициентов (и такие попытки предпринимались), но тогда математическая модель пробития преград оказывается перегруженной физически мало обоснованными параметрами (постоянными или переменными), способ определения которых не вполне ясен.

Для устранения отмеченных недостатков при формулировании математических моделей проникания снарядов в преграды начиная с 1950-х годов некоторые исследователи стали применять методы механики сплошных сред в одно- и двухмерной постановке.

Вследствие того, что математическая модель проникания снаряда в сложные преграды должна иметь как можно более простую форму, пригодную для создания быстродействующего алгоритма и программы расчета на компьютере, желательно получить аналитическую форму закона торможения ударника в мишени. К настоящему времени рядом авторов разработаны и применены для решения конкретных инженерных задач пробивания преград два методических подхода, базирующихся на аналитических решениях классических задач теории упругости и пластичности.

Первый подход основан на одномерном решении задачи о расширении цилиндрической или сферической полости в упругопластической среде.

Второй подход основан на решении двухмерной осесимметричной задачи о вдавливании штампа с криволинейной образующей в пластическое пространство.

Применение обоих подходов при решении задач механики сплошных сред для составления прикладных математических моделей расчета пробивания металлических преград БПС впервые в отечественной науке было дано в монографии В.М. Пучкова.

Большое количество решений задач о проникании ударников в различные преграды приведено в монографиях А.Я. Сагомоняна [2.2, 2.3].

Методические аспекты применения задачи о расширении сферической полости в упругопластической среде для решения прикладных вопросов соударения тел рассмотрены в монографии [2.4].

Решения ряда практически важных задач о проникании БПС в монолитные преграды приведены в работах сотрудников МГТУ им. Н.Э. Баумана и обобщены в монографии под редакцией Ю.В. Хайдина.

Различные аспекты бронебойного действия снарядов по преградам рассмотрены в зарубежных работах [2.5 – 2.18].

В следующих главах (гл. 3, разд. 3.6.1, 3.6.2; гл. 5, разд. 5.3.2, 5.4.2) приводятся некоторые решения задач о проникании несрабатывающихся жестких снарядов и удлиненных срабатывающихся снарядов в различные преграды, полученные авторами настоящей монографии в НИИ стали.

2.2.4. Решение задач высокоскоростного соударения твердых тел численными методами механики сплошных сред

Как было показано в разд. 2.2.3, приближенные экспериментально-теоретические методы решения задач бронепробивания позволяют оценить силы, действующие на проникающий ударник, построить его траекторию движения в преграде, оценить глубину проникания и другие интегральные характеристики взаимодействия, но не дают представления о напряженно-деформированном состоянии и волновых процессах в снаряде и преграде в ходе проникания. Подобную информацию можно получить только на основе численного решения двумерных или трехмерных задач механики сплошных сред.

Постановка задачи механики сплошной среды заключается в составлении замкнутой системы уравнений и соотношений, описывающих движение и состояние деформируемых сред с учетом их физико-механических свойств, внешних нагрузок, термодинамических параметров и позволяющих определять следующие зависимости, характеризующие поведение физической среды, от координаты x^i и времени t:

– перемещение материальной частицы среды $u(x^i, t)$;
– скорость материальной частицы среды $v(x^i, t)$;
– компоненты тензора деформации среды $\varepsilon_{ij}(x^i, t)$;
– компоненты тензора скоростей деформации среды $\dot{\varepsilon}_{ij}(x^i, t)$;
– компоненты тензора напряжений среды $\sigma_{ij}(x^i, t)$;
– плотность среды $\rho(x^i, t)$;
– температура среды $T(x^i, t)$;
– удельная энергия частиц среды $E(x^i, t)$.

Постановка и численное решение задачи механики сплошных сред включает ряд этапов:

– выбор системы координат, по отношению к которой исследуется движение сплошной среды;

– выбор моделей сплошных сред, участвующих в процессе взаимодействия;

– составление системы уравнений, описывающих процесс взаимодействия;

– формулирование начальных и граничных условий для задачи высокоскоростного соударения;

– выбор численного метода решения системы уравнений;

– разработка алгоритма и программы расчета на компьютере;

– проведение тестовых расчетов по оценке корректности выбранного метода решения и, в случае необходимости, его коррекция;

– проведение тестовых расчетов по оценке адекватности воспроизведения физической картины взаимодействия и сравнение полученных результатов с экспериментальными данными;

– проведение серийных расчетов для решения конкретной инженерной задачи.

Как правило, для решения задач соударения выбирают системы координат, связанные с преградой. Выбор системы координат $x^i = x^1, x^2, x^3$ произволен и определяется прежде всего соображениями удобства и простоты математического описания движения. Так, в случае проникания тела вращения по нормали к преграде, когда очевидна осевая симметрия движения, целесообразно применять цилиндрическую систему координат $x^1 = r$, $x^2 = \theta$, $x^3 = z$, в которой вектор скорости движения частиц имеет лишь две отличные от нуля компоненты v_r и v_z, а также отсутствует зависимость параметров движения и состояния деформируемой среды от угловой координаты θ (двумерная осесимметричная задача).

Центральным вопросом является выбор независимых переменных для исходной системы дифференциальных уравнений, описывающих процесс взаимодействия. Известны два классических подхода к описанию движения сплошной среды — Лагранжа и Эйлера.

В случае *эйлерова подхода* движение среды описывается с помощью координатной сетки (в зависимости от решаемой задачи координаты могут быть любыми — декартовыми прямоугольными, цилиндрическими, сферическими и т. д.), фиксированной в выбранной системе отсчета. *Лагранжев подход* заключается в том, что расчетная координатная сетка движется вместе со сплошной средой. Оба подхода имеют свои достоинства и недостатки.

Эйлерова аппроксимация выгодна тем, что позволяет проводить расчеты при наличии больших деформаций материала (например, для проникания удлиненных ударников — стержней — в толстые преграды). Основным недостатком эйлерова подхода является сложность расчета границ контактных областей, что приводит к потере точности решения. В то же время главным преимуществом лагранжева подхода является легкость расчета точек, принадлежащих линиям раздела сред и границам областей. Однако при сильной деформации координатной сетки в результате движения среды преимущество лагранжева подхода становится минимальным, что приводит к необходимости уменьшать шаг по времени с увеличением времени счета, а при еще больших искажениях — перестраивать сетку. Это связано с разработкой дополнительных алгоритмов, значительно усложняющих компьютерную программу.

Для совмещения достоинств обоих подходов применяют метод, позволяющий использовать одновременно как эйлерово, так и лагранжево описание среды и получивший название *метода частиц в ячейках*. Сущность этого метода состоит в наличии двух этапов вычислений: 1) описание изменения искомых функций интегрированием дифференциальных уравнений движения в неподвижной эйлеровой системе координат; 2) учет переноса материала среды в лагранжевых координатах.

Выбор реологической модели сплошной среды базируется на анализе особенностей поведения материалов ударника и преграды при интенсивном динамическом нагружении, характерном для соударения твердых тел. В настоящее время для решения задач пробивания преград в практически важном диапазоне скоростей удара *500*...2500 м/с применяют модель упругопластического тела. Соотношения между напряже-

ниями и деформациями тела называются *физическими соотношениями*, они представляют собой функциональные зависимости вида

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij}(\varepsilon_{ij}, \dot{\varepsilon}_{ij}, T). \tag{2.21}$$

Обоснования физических соотношений для упругопластического тела даются в учебниках и монографиях по теории упругости, теории пластичности и механике сплошных сред [2.19].

Приведем конкретный вид обобщенного закона Гука, описывающего поведение материала в упругой среде:

$$\sigma_{ij} = 2G\left[\varepsilon_{ij} + \left(\frac{3K}{2G} - 1\right)\varepsilon\, g_{ij}\right], \tag{2.22}$$

где $G = \dfrac{E}{2(1+\nu)}$ — модуль сдвига; $K = \dfrac{E}{3(1-2\nu)}$ — модуль объемного сжатия (E — модуль Юнга; ν — коэффициент Пуассона); ε — средняя деформация; g_{ij} — символы Кронекера.

Для среды, деформирующейся как в упругой, так и в пластической области, приведем в качестве примера физические соотношения деформационной теории пластичности:

$$\sigma_{ij} = 2G\left[\varepsilon_{ij} + \left(\frac{3K}{2G} - 1\right)\varepsilon\, g_{ij}\right] - 2G\omega(\varepsilon_{ij} - \varepsilon\, g_{ij}), \tag{2.23}$$

где ω — функция пластичности Ильюшина.

Для описания поведения сплошной среды к физическим соотношениям вида (2.22), (2.23) необходимо добавить уравнение вида

$$p = p(\rho, T), \tag{2.24}$$

называемое *уравнением состояния* и связывающее давление p в частице среды с плотностью и температурой. Уравнение состояния характеризует фундаментальное свойство реальных деформируемых сред — сжимаемость, т. е. способность среды к уменьшению объема (или плотности) ее индивидуальных частиц вследствие действующего давления. Конкретные виды уравнения состояния для различных материалов и способы их получения приведены в специальных монографиях, например [2.20].

Вывод и обоснование системы дифференциальных уравнений движения и состояния деформируемой среды даются в учебных пособиях

по механике сплошных сред, например в [2.19], поэтому приведем основные уравнения, базирующиеся на законах сохранения, в самом общем виде.

Уравнение неразрывности, выражающее закон сохранения массы:

$$\frac{d\rho}{dt} + \rho \nabla_i v^i = 0, \tag{2.25}$$

где ∇_i — оператор Гамильтона.

Уравнение движения, вытекающее из закона сохранения импульса:

$$\rho \frac{dv_i}{dt} = \nabla_j \sigma_i^j. \tag{2.26}$$

Уравнение баланса энергии:

$$\rho \frac{dE}{dt} = \sigma^{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} - \nabla_i g^i. \tag{2.27}$$

Кинематические соотношения, связывающие перемещения частиц среды и их скорости:

$$\frac{du_i}{dt} = v_i, \tag{2.28}$$

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2}(\nabla_i v_j + \nabla_j v_i). \tag{2.29}$$

Геометрические соотношения, связывающие перемещения и деформации частиц среды:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}(\nabla_i u_j + \nabla_j u_i + \nabla_i u_k \nabla_j u^k). \tag{2.30}$$

Совокупность уравнений (2.25)–(2.30) дополняется физическими соотношениями (2.21) и уравнением состояния (2.24).

В случае зависимости компонент тензора напряжений σ_{ij} от температуры или же при учете теплообмена между частицами сплошной среды и необходимости определения температурного поля в совокупность уравнений следует включать соотношения, учитывающие закон теплопроводности Фурье:

$$q^i = -\lambda g^{ij} \nabla_j T,$$

где q^i — компоненты вектора теплового потока; λ — коэффициент теплопроводности; g^{ij} — компоненты метрического тензора; T — температура.

К уравнениям (2.21), (2.24), (2.25)–(2.30) необходимо добавить определяющее соотношение для расчетов динамического разрушения в широком диапазоне длительностей нагрузки, обеспечивающее детальное описание физических аспектов процесса. В настоящее время отсутствует теоретически обоснованная физико-математическая модель разрушения, пригодная для использования в численных расчетах. Поэтому применяемые для конкретных задач механики сплошных сред основные соотношения имеют полуэмпирический характер и содержат несколько констант материалов, определяемых сопоставлением экспериментальных данных и результатов компьютерного моделирования реальной физической ситуации.

Наиболее распространенной полуэмпирической моделью разрушения является разработанная в США модель NaG (Nucleation and Growth — «зарождение и рост»), применяемая в различных зарубежных компьютерных программах численного расчета параметров взрывных и ударных явлений.

В этой модели скорость разрушения представляется в виде

$$\dot{V}_т = \dot{N}_0 V_п \exp\left(\frac{p_s - p_{п_0}}{p_1}\right)\theta(p_s - p_{п_0}) + \frac{3(p_s - p_{g_0})}{4\eta} V_т \theta(p_s - p_{g_0}), \quad (2.31)$$

где $V_т$ — удельный объем трещин или пор в материале; p_s — разрушающее напряжение; $\theta(x)$ — единичная функция Хевисайда.

Полный удельный объем среды представляется суммой удельного объема сплошной компоненты V_c и удельного объема трещин: $V = V_c + V_т$. Первый член уравнения (2.31) описывает процесс зарождения несплошностей при растягивающих напряжениях в сплошной компоненте $p_s > p_{п_0}$. Второе слагаемое соответствует так называемому закону вязкого роста пор при $p_s > p_{g_0}$ с коэффициентом вязкости η. Модель NaG содержит константы материала: $p_{п_0}$, p_{g_0}, $\dot{N}_0$, $V_п$, p_1. Константы модели NaG находят с помощью металлографического анализа статистики разрушений в сохраненных образцах.

Отечественными исследователями чаще используется модель Фортова — Канеля [2.20], дающая эмпирическое соотношение для расчета динамических разрушений в широком диапазоне условий нагружения:

$$\dot{V}_т = \begin{cases} 0 \quad \text{при} \mid \sigma_{max} \mid \le \dfrac{\sigma_0 V_т^*}{V_т + V_т^*}, \\ k_1 \left(\sigma_{max} - \dfrac{\sigma_0 V_т^*}{V_т + V_т^*} \right) \left[V_т + V_0 \left(\dfrac{\sigma_{max}}{\sigma_1} \right)^l \right] \quad \text{при} \mid \sigma_{max} \mid > \dfrac{\sigma_0 V_т^*}{V_т + V_т^*}, \end{cases} \tag{2.32}$$

где σ_{max} — максимальное напряжение, развивающееся в материале; k_1, σ_0, σ_1, $V_т^*$, l — константы материала.

Варьированием $V_т^*$ можно описывать как относительно хрупкое, так и вязкое, затянутое разрушение.

Решение задачи механики сплошных сред невозможно без формулирования начальных и граничных условий. Это связано с тем, что совокупность уравнений (2.21), (2.24), (2.25)–(2.30) описывает широкий класс движений деформируемой среды, и только задание начальных и граничных условий соответствующего вида позволяет выделить из этого класса случай высокоскоростного соударения тел.

Начальные условия — это условия, которыми задаются искомые характеристические функции в момент начала исследуемого процесса. Применительно к задаче удара и проникания прочного тела в преграду начальные условия задают исходя из того, что материалы соударяющихся тел в момент начала соударения не сдеформированы, не возмущены, все индивидуальные точки преграды находятся в покое, а индивидуальные точки ударника движутся с одинаковой скоростью V_0.

В соответствии с этим начальные поля параметров движения и состояния в области пространства $X_у Y_у Z_у$, занимаемой ударником, задаются как

$$\begin{aligned} &V_i = V_i(x^i, t_0 = 0) = V_{0i}; \quad \rho = \rho(x^i, t_0 = 0) = \rho_{0у}; \\ &p = p(x^i, t_0 = 0) = 0; \quad \sigma_{ij} = \sigma_{ij}(x^i, t_0 = 0) = 0; \\ &E = E(x^i, t_0 = 0) = E_{0у}. \end{aligned} \tag{2.33}$$

Соответствующие начальные поля в области пространства $X_п Y_п Z_п$, занимаемые преградой, отличаются по скорости, плотности и удельной внутренней энергии:

$$\begin{aligned} &V_i = V_i(x^i, t_0 = 0) = 0; \quad \rho = \rho(x^i, t_0 = 0) = \rho_{0п}; \\ &p = p(x^i, t_0 = 0) = 0; \quad \sigma_{ij} = \sigma_{ij}(x^i, t_0 = 0) = 0; \\ &E = E(x^i, t_0 = 0) = E_{0п}, \end{aligned} \tag{2.34}$$

где $\rho_{0у}$, $\rho_{0п}$ и $E_{0у}$, $E_{0п}$ — начальные значения плотности и удельной внутренней энергии материалов ударника и преграды. Обычно для удобства начальные уровни внутренней энергии полагают равными нулю: $E_{0у} = E_{0п} = 0$, а уравнения состояния материалов строят с учетом выполнения условия $p = p(\rho_0, E_0) = p(\rho_0, 0) = 0$.

Более сложным и разнообразным способом при постановке задач механики сплошных сред задаются *граничные условия*. Это условия, которыми определяются значения искомых функций, а также их производных по координатам и времени на поверхности S области, занимаемой деформированной средой.

Рассмотрим граничные условия при постановке задачи проникания ударника в полубесконечную преграду [2.19]. Пусть S_1 — свободная поверхность ударника, S_2 — свободная поверхность преграды, S_3 — поверхность контакта ударника и преграды. На поверхностях S_1 и S_2 не действуют внешние поверхностные силы, тогда $\sigma_{ij} n^j = p_{n_i} = 0$. В координатной форме динамические граничные условия на свободных поверхностях примут вид

$$\begin{aligned} \sigma_{xx} n_x + \sigma_{xy} n_y + \sigma_{xz} n_z &= 0, \\ \sigma_{xy} n_x + \sigma_{yy} n_y + \sigma_{yz} n_z &= 0, \\ \sigma_{xz} n_x + \sigma_{yz} n_y + \sigma_{zz} n_z &= 0, \end{aligned} \qquad (2.35)$$

где n_x, n_y, n_z — компоненты вектора n единичной нормали к свободной поверхности.

Граничные условия на поверхности контакта S_3 принимают более сложный вид вследствие накладываемых ограничений на скорости движения находящихся в контакте индивидуальных точек согласно условию непроницаемости: $V_у n = V_п n$ (т. е. взаимодействующие деформируемые среды не могут проникать друг в друга или отставать друг от друга, а могут проскальзывать одна относительно другой), а также на напряженное состояние, реализующееся в этих точках в соответствии с третьим законом Ньютона, $(\sigma_{ij}, - \sigma_{ij\,п}) n^j = 0$, где n — единичная нормаль к границе раздела двух сред.

В координатной форме граничные условия принимают вид

$$
\begin{aligned}
&[(V_x)_у - (V_x)_п]n_x + [(V_y)_у - (V_y)_п]n_y + [(V_z)_у - (V_z)_п]n_z = 0,\\
&[(\sigma_{xx})_у - (\sigma_{xx})_п]n_x + [(\sigma_{xy})_у - (\sigma_{xy})_п]n_y + [(\sigma_{xz})_у - (\sigma_{xz})_п]n_z = 0,\\
&[(\sigma_{xy})_у - (\sigma_{xy})_п]n_x + [(\sigma_{yy})_у - (\sigma_{yy})_п]n_y + [(\sigma_{yz})_у - (\sigma_{yz})_п]n_z = 0,\\
&[(\sigma_{xz})_у - (\sigma_{xz})_п]n_x + [(\sigma_{yz})_у - (\sigma_{yz})_п]n_y + [(\sigma_{zz})_у - (\sigma_{zz})_п]n_z = 0.
\end{aligned}
\qquad (2.36)
$$

Совокупность уравнений течения сплошной среды (2.21), (2.24), (2.25)–(2.30) с определяющим соотношением разрушения вида (2.31) или (2.32), начальными условиями (2.33) и (2.34) и граничными условиями (2.35) и (2.36) определяет физико-математическую модель процесса соударения металлических ударника и преграды. Эти уравнения и соотношения необходимы и достаточны для непосредственного решения задачи и получения количественной информации о представляющих практический интерес параметрах исследуемого процесса. В силу сложности приведенных уравнений подобные системы не могут быть решены аналитически, поэтому для получения результатов используются специальные методы вычислительной математики — численные методы механики сплошной среды. Наиболее эффективным средством решения задач механики сплошных сред являются численные конечно-разностные методы.

Метод конечных разностей является одним из основных численных методов решения задач математической физики и базируется на дискретной математической модели рассматриваемого процесса. При этом непрерывные распределения характеризующих процесс параметров представляются совокупностью дискретных значений в фиксированных точках (в пространстве и во времени), называемых *узловыми точками*, или *узлами*. В результате производные в определяющих уравнениях, описывающих рассматриваемый процесс, приближенно заменяют конечно-разностными соотношениями, а интегралы — конечными суммами. Следовательно, приближенное решение задачи сводится к решению конечных систем алгебраических уравнений. Значения параметров в промежутках между узлами могут быть найдены интерполяцией, что позволяет построить приближенные непрерывные распределения по дискретно заданной информации.

Таким образом, идея метода конечных разностей построена на замене обыкновенных и частных производных, входящих в дифференциальные уравнения, их приближенными значениями.

Рассмотрим, к примеру, плоскую задачу, в которой физические функции, описывающие процесс (напряжения, деформации) зависят

только от координат x и y. Заменим дифференциальные аргументы dx, dy и функции $df(x, y)$ конечными приращениями. Область изменения физических функций f разобьем прямоугольной сеткой с шагами h_x и h_y в каждом из взаимно перпендикулярных направлений. Тогда в некоторой точке A с координатами x_m и y_n производные вычисляются как

$$\frac{\partial f}{\partial x} = \frac{1}{2h_x}(f_{m+1,n} - f_{m-1,n}), \qquad \frac{\partial f}{\partial y} = \frac{1}{2h_y}(f_{m,n+1} - f_{m,n-1}),$$

$$\frac{\partial^2 f}{\partial x^2} = \frac{1}{h_x^2}(f_{m+1,n} - 2f_{m,n} + f_{m-1,n}), \qquad \frac{\partial^2 f}{\partial y^2} = \frac{1}{h_y^2}(f_{m,n+1} - 2f_{m,n} + f_{m,n-1}).$$

Замена дифференциальных уравнений вида (2.25)–(2.30) разностными выполняется чисто механически: действующую нагрузку и правые части дифференциальных уравнений представляют в виде факторов, отнесенных к узлам сетки. Аналогично решается вопрос о конечно-разностном представлении граничных условий.

Существует целый ряд фундаментальных учебников и монографий [2.21–2.26], в которых детально изложены и обоснованы теория и практика применения конечно-разностных методов механики сплошных сред.

Метод конечных разностей, являющийся эффективным средством решения задач механики сплошных сред, имеет один недостаток — его применение к сложным по конфигурации физическим областям требует индивидуального подхода к нум. что усложняет алгоритмы расчета граничных условий.

В этом отношении значительно большими возможностями обладает другой метод численного анализа задач математической физики — *метод конечных элементов* [2.27]. В основу этого метода положено расчленение рассматриваемой области на отдельные элементы простой геометрической конфигурации, причем широкие возможности открываются уже при введении в расчет элементов треугольной и прямоугольной формы. Сочленение элементов осуществляется в узлах, в которых полностью удовлетворяются условия равновесия и неразрывности перемещений. Членение системы на элементы заданной конфигурации отнюдь не связано с получением отдельных частей, на которые разрезается конструкция. Фактически конечные элементы представляют собой упругие (упругопластические) элементы особого типа, на деформации которых наложены связи, заставляющие их изменяться по определенной форме так, чтобы, по возможности, сохранилась непрерывность деформации расчетной модели. Повысить точ-

ность расчета можно увеличением в расчетной модели числа конечных элементов, что приводит к точному удовлетворению условий неразрывности перемещений в большом числе точек.

Обзор работ, посвященных численному решению задач механики сплошных сред применительно к высокоскоростному соударению твердых тел и пробиванию преград, дан в монографиях [2.4, 2.20, 2.28, 2.29].

Применение лагранжева подхода для решения задач высокоскоростного взаимодействия тел изложено в работах [2.30 – 2.33].

Использование эйлерова подхода для неодномерного численного моделирования процессов проникания ударников в преграды представлено в работах [2.34 – 2.361.

Различные модификации метода «частиц в ячейках», которые применялись для решения задач соударения и проникания тел в преграды, описаны, например, в работах [2.37, 2.38].

Применение метода конечных элементов для решения задач соударения деформируемых тел проанализировано в работах [2.29, 2.39 – 2.43].

Использованию численной двумерной эйлеровой методики [2.36] расчета деформирования упругопластической среды для анализа процесса проникания удлиненных ударников в комбинированные преграды, содержащие слой керамики, посвящена гл. 5 настоящей монографии.

Список литературы к гл. 2

2.1. Баллистические установки и их применение в экспериментальных исследованиях / Н.А. Златин, А.П. Красильщиков, Г.И. Мишин, Н.М. Попов. М.: Наука, 1974.

2.2. *Сагомонян А.Я.* Проникание. М.: Изд-во Моск. ун-та, 1974.

2.3. *Сагомонян А.Я.* Динамика пробивания преград. М.: Изд-во Моск. ун-та, 1988.

2.4. *Аптуков В.Н., Мурзакаев Р.Т., Фонарев А.В.* Прикладная теория проникания. М.: Наука, 1992.

2.5. Ballistic materials and penetration mechanics / Ed. R.C. Laible. Amsterdam; Oxford; New York, 1980.

2.6. *Calder C.A., Goldsmith W.* Plastic deformation and perforation of thin plates resulting from projectile impact // Intern. J. Solid Structure. 1971. V. 7, N 7.

2.7. *Calder* C.H., *Kelly J.M., Goldsmith W.* Projectile impact on an infinite viscoplastic plate // Intern. J. Solid Structure. 1971. V. 7, N 9.

2.8. *Cranz* C. Lehrbuch der Ballistik. Berlin: Springer, 1925.

2.9. *Goldsmith* W., *Lin T.W., Calay S.* Plate impact and perforation by projectiles // Experiment. Mech. 1965. V. 12, N 5.

2.10. *Ни Н., Zarkades A., Larson F.K.* Texture and its influence on the mechanical and ballistic properties of steel armor plates // Texture Crystal Solids. 1980. V. 4, N 2.

2.11. *Johnson J.N.* Dynamic fracture and spallation in ductile solids // J. Appl. Physics. 1981. V. 52, N 4.

2.12. *Jonas* G.H., *Zukas J.A.* Mechanics of penetration: analysis and experiment // Intern. J. Eng. Sci. 1978. V. 16.

2.13. *Jonson* W., *Daneshi G.H.* The trajectory of a projectile when fired parallel and near to the free surface of a plastic solids // Intern. J. Mech. Sci. 1978. V. 20, N 4.

2.14. *Kageyama S., Atachi J., Nakagama J.* Penetration of aluminum-allow armor by a bullet // Sci. Eng. Rep. Defence Acad. 1970. V. 8, N 3.

2.15. *Kelly J.M., Wierzbicki T.* Finite deflection of a circular viscoplastic plate subjected to projectile impact // Intern. J. Solid Structure. 1968. V. 4.

2.16. *Krafft J.M.* Surface friction in ballistic penetration // J. Appl. Physics. 1955. V. 26, N 10.

2.17. *Longcope D., Forrestal M.J.* Penetration of targets described a Mohr-Coulomb failure criterion with tension cut off // J. Appl. Mech. 1983. V. 50, N 2.

2.18. *Ravid* M., *Bodner S.R.* Dynamic perforation of viscoplastic plates by projectiles // Intern. J. Eng. Sci. 1983. V. 21, N 6.

2.19. *Бабкин А.В., Селиванов В.В.* Прикладная механика сплошных сред: В 2 Т. Т. 1: Основы механики сплошных сред. М.: Изд-во МГТУ им Н.Э. Баумана, 1998.

2.20. Теплофизика и динамика интенсивных импульсных воздействий / А.В. Бушман, Г.И. Канель, А.Л. Нн, В.Е. Фортов; Ин-т высоких температур АН СССР. Черноголовка, 1988.

2.21. *Зарубин В.С., Селиванов В.В.*. Вариационные и численные методы механики сплошной среды. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1993.

2.22. *Самарский А.А., Попов Ю.П.* Разностные методы решения задач газовой динамики. М.: Наука, 1980.

2.23. *Самарский А.А.* Теория разностных схем. М.: Наука, 1977.

2.24. Теоретические основы и конструирование численных алгоритмов задач математической физики / Под ред. К.И. Бабенко. М.: Наука, 1979.

2.25. *Годунов С.К., Рябенький В.С.* Разностные схемы. Введение в теорию. М.: Наука, 1977.

2.26. *Марчук Г.И.* Методы вычислительной математики. М.: Наука, 1980.

2.27. *Зенкович О., Мортон К.* Конечные элементы ki аппроксимация: Пер. с англ. М.: Мир, 1986.

2.28. Высокоскоростное взаимодействие Ten / В.М. Фомин, А.И. Гулидов, Г.А. Сапожников и др. Новосибирск: Изд-во СО РАН, 1999.

2.29. ***Jonas G.H., Zukas J.A.*** Mechanics of penetration: analysis and experiment // Intern. J. Eng. Sci. 1978. V. 16.

2.30. *Уилкинс* М Расчет упругопластических течений // Вычислительные методы в гидродинамике: Пер. с англ. М.: Мир, 1967.

2.31. *Меньшиков Г.П., Одинцов В.А., Чудов Л.А.* Внедрение цилиндрического ударника в конечную плиту // Изв. АН СССР. Механика твердого тела. 1976. № 1.

2.32. *Гулидов А.М., Фомин В.М.* Модификация метода Уилкинса для решения задач соударения Тел. Новосибирск, 1980. (Препр. / Ин-т теорет. и приклад. механики СО АН СССР; № 49).

2.33. ***Wilkins*** M.L. Mechanics of penetration and perforation // Intern. J. Eng. Sci. 1978. V. 16, N 11.

2.34. *Гриднева В.А., Корнеев А.И., Трушков В.Г.* Численный расчет напряженного состояния и разрушения плиты конечной толщины при ударе бойками различной формы // Изв. АН СССР. Механика твердого тела. 1977. № 1.

2.35. ***Pidsley P.H.*** A numerical study of long rod impact onto a large target // J. Mech. Phys. Solids. 1984. V. 32, N 4.

2.36. Численное моделирование разрушения конструкций с керамическим слоем при динамическом нагружении удлиненными ударниками / С.А. Афанасьева, А.Н. Белобородько, В.А. Григорян, В.Ф. Толкачев, В.Т. Трушков // Изв. АН СССР. Механика твердого тела. 1996.

2.37. *Робул Г.И.* Применение метода частиц в ячейках к решению задачи о высокоскоростном ударе // Численные методы в аэродинамике. № 5. М.: Изд-во Моск. ун-та, 1980.

2.38. *Агурейкин В.А., Крюков Б.П.* Метод индивидуальных частиц для расчета течений многокомпонентных сред с большими деформациями // Численные методы механики сплошной среды. № 1. Новосибирск, 1986.

2.39. *Белов Н.Н., Корнеев А.И., Николаев А.П.* Численный анализ разрушения в плитах при действии импульсных нагрузок // Приклад. механика и техн. физика. 1985. № 3.

2.40. Исследование деформирования и кинетики разрушения контактирующих тел при несимметричном динамическом воздействии / А.И. Хорев, В.А. Горельский, С.А. Зелепугин и др. // Физика горения и взрыва. 1983. № 5.

2.41. ***Johnson G.R.*** Analysis of elastic-plastic impact involving severe distortions // J. Appl. Mech. 1976. V. 43.

2.42. ***Johnson G.R.*** Three-dimensional analysis of sliding surface during high velocity impact // J. Appl. Mech. 1976. V. 44.

2.43. *Югов Н.Т.* Численный анализ трехмерного процесса деформирования и разрушения цилиндра и пластин при наклонном соударении // Изв. АН СССР. Механика твердого тела. 1990. № 1.

Глава 3. СТАЛЬНАЯ МОНОЛИТНАЯ БРОНЯ

3.1. Классификация стальной брони

По принятой классификации стальная броня бывает двух видов: *противопульная* и *противоснарядная*.

Толщина противопульной брони, как правило, не превосходит 30 мм. Эта броня предназначена для защиты от всех пуль, включая и пули крупного калибра, а также от осколков снарядов, мин и гранат.

Броня толщиной 40 мм и более относится к противоснарядной и в зависимости от толщины должна обеспечивать защиту от снаряда соответствующего калибра.

По способу производства стальную броню подразделяют на *литую* и *катаную*.

В отечественной практике первоначально из литой брони выполнялись только такие части танка, как картер бортовой передачи, маска пушки, подбашенные планки и другие не слишком крупные детали. Позднее, уже во время Второй мировой войны, из литой брони стали изготовлять башни средних и тяжелых танков. Был опыт применения литой брони для носового узла и подбашенной коробки танка ИС-2. В США выпускались корпуса как из отдельных литых узлов, так и цельнолитые (танки М-46, М-48, М-60).

Катаная броня в настоящее время имеет более широкое распространение, чем литая.

В последние годы даже башни основных танков стали изготовлять из проката, так как катаная броня превосходит по стойкости литую при одинаковой твердости, а форма литой башни не дает каких-либо преимуществ по стойкости по сравнению со сварными башнями из проката, особенно при воздействии современных бронебойных подкалиберных (БПС) и кумулятивных снарядов (КС).

Стальную броню по внутреннему строению и механическим свойствам подразделяют на два вида: *гомогенную* и *гетерогенную*.

Основным типом современной танковой брони является стальная гомогенная броня, которая характеризуется относительной однородностью механических свойств и химического состава по толщине плит.

Гетерогенная броня по сравнению с гомогенной имеет различные механические свойства по толщине листа. Обычно лицевой слой этой брони обладает высокой твердостью, а тыльный — повышенной вязкостью. Достигается это различиями в химическом составе либо в способах и режимах термической обработки этих слоев брони.

В связи с улучшением конструкции и повышением прочности корпусов и сердечников пуль и бронебойных снарядов гетерогенная стальная броня во многом потеряла свое преимущество по стойкости и в настоящее время в отечественном танкостроении не применяется.

Как катаная, так и литая гомогенная броня бывает *высокой*, *средней* и *низкой* твердости.

Гомогенная броня высокой твердости (НВ 363–514) применяется в качестве противопульной, а также для защиты от снарядов небольших калибров. Ранее эта броня использовалась, например, на отечественных средних танках Т-34, имевших толщину брони корпуса 40 и 45 мм, для защиты от снарядов калибра до 76 мм. В противоснарядной защите послевоенных средних и тяжелых танков броня высокой твердости в качестве монолитной не применялась вследствие склонности к хрупким разрушениям при увеличении калибра снаряда.

Броня средней твердости (НВ 285–341) больших и малых толщин используется для изготовления корпусов и башен современных основных танков.

Ранее для защиты от бронебойных снарядов больших калибров применяли броню низкой твердости (НВ 217–255), так как она, обладая весьма высокой вязкостью, хорошо противостояла общему разрушающему действию мощных крупнокалиберных снарядов. Броню низкой твердости малой толщины ранее использовали для изготовления днищ корпусов, а также в качестве конструкционной для производства различных деталей корпуса (крышек люков, перегородок, подмоторной рамы, постаментов и кронштейнов для установки различных агрегатов танка и т. д.). В настоящее время броня низкой твердости на танках не применяется.

3.2. Механические свойства броневой стали

Противоснарядная стойкость броневой стали безусловно связана с ее механическими свойствами (табл. 3.1).

Твердость является одним из главных параметров, определяющих сопротивление прониканию средства поражения. Установлено, что наряду с высокой твердостью броневые стали должны обладать высокими пластичностью* и вязкостью**, характеризующими живучесть брони (сохранение целостности брони за пределами очага поражения). Показатели пластичности — относительное удлинение δ и относительное сужение ψ. Показатель вязкости при ударных нагрузках — ударная вязкость $a_к$. Как правило, значения показателей пластичности и вязкости коррелируют, поэтому для характеристики сопротивления броневых сталей хрупкому разрушению пользуются одной величиной — $a_к$.

Твердость и вязкость должны быть согласованы между собой с учетом назначения брони из стали, ее толщины, калибра снаряда, против которого она применяется. Эти два свойства броневой стали являются основными.

Таблица 3.1

Механические свойства броневой стали

Тип броневой стали	Толщина, мм	Твердость НВ	Предел прочности $\sigma_в$, МПа	Предел пропорциональности $\sigma_р$, МПа	Относительное удлинение δ, %	Относительное сужение ψ, %	Ударная вязкость $a_к \cdot 10^2$, МДж/м^2
Высокой твердости	20–60	363–415	1420–1670	1230–1370	10–13	45–50	68,6–88,3
Средней твердости	40–120	285–341	930–1080	810-960	12–15	50–60	78,5–127,5
Низкой твердости	> 160	217–255	690-880	590-780	15–20	65–70	147,0–246,0

* *Пластичность* — способность твердых тел к развитию пластических деформаций без разрушения под действием внешних сил при напряжениях, превышающих предел текучести.

** *Вязкость* — характеристика материала, соответствующая отношению работы разрушения при ударном изгибе к начальной площади его поперечного сечения в плоскости излома.

При массовом производстве броневой стали не проводят полного цикла механических испытаний каждой партии, а контроль качества осуществляют по виду излома и твердости. Из опыта установлено, что если по пластичности и вязкости технические условия на изготовление выдерживаются, то обеспечиваются и другие механические свойства броневой стали в тех пределах, которые были для нее выявлены в процессе полного цикла механических испытаний.

3.3. Марки броневой стали

Характеристики сталей различных марок содержатся в специальных справочниках. Рассмотрим подробнее относительно новые стали, нашедшие широкое практическое применение для бронирования танков в последние годы.

Сложность создания броневой стали обусловлена необходимостью одновременного выполнения двух основных, но противоречивых требований:

1) необходимого уровня прочности;

2) достаточного уровня пластичности и вязкости.

В большинстве случаев (исключая применение сталей для закладных деталей и средств индивидуальной защиты) сталь должна быть свариваемой. Это означает, что не должны появляться «горячие» трещины в процессе сварки стали и «холодные» трещины после окончания сварки — в процессе вылеживания и эксплуатации сварных конструкций.

В 1970-х годах наряду с разработкой новых систем легирования броневых сталей, обеспечивающих более высокую, чем ранее, прочность, требуемую прокаливаемость, мелкозернистую структуру, высокую хладостойкость и свариваемость, появились новые прогрессивные металлургические технологии, позволяющие обеспечить:

– получение чистой по вредным примесям, газам и неметаллическим включениям стали на основе применения особо чистой шихты, перехода на электродуговые плавильные печи взамен мартеновских, внепечного вакуумирования и рафинирования жидкой стали на соответствующих установках, электрошлакового переплава (ЭШП) и т. п.;

– получение высокой однородности стали и изотропности ее свойств благодаря ЭШП (с повышением при этом стойкости против образования трещин и тыльных отколов);

– получение специальной субструктуры стали с высокоэнергоемкими зубчатыми границами в результате термомеханической обработ-

ки (ТМО), заключающейся в закалке листа сразу после его прокатки по заданному термодеформационному режиму.

Отметим, что ЭШП, наряду с обеспечением высокой чистоты стали, позволяет одновременно существенно повысить показатели пластичности и вязкости в направлении толщины листа вследствие направленной кристаллизации жидкой стали в водоохлаждаемом медном кристаллизаторе. Это является главной причиной повышения стойкости стали против образования тыльных откольов.

На практике перечисленные выше новые металлургические технологии позволили освоить в серийном производстве стали с уровнем прочности:

– до 2200 МПа для тонколистовой (до 20 мм) стали высокой твердости, подвергаемой закалке и низкому отпуску;

– до 1600 МПа для толстолистовой (более 30 мм) стали преимущественно средней и повышенной твердости, подвергаемой закалке и высокому отпуску.

Меньшее значение прочности для толстолистовой брони по сравнению с тонколистовой обусловливается более высокой интенсивностью ее динамического нагружения. И поэтому для толстолистовой брони после ее закалки применяют, в отличие от тонколистовой, не низкий, а высокий отпуск, с получением при этом менее напряженной структуры сорбита вместо низкоотпущенного мартенсита.

Одновременно удалось повысить живучесть и технологическую надежность стальной брони (снизить склонность к образованию трещин при штамповке, термической обработке и правке).

Данные о механических свойствах современных тонколистовых и толстолистовых сталей (табл. 3.2, 3.3) свидетельствуют о высоком уровне этих свойств.

Целесообразно более подробно рассмотреть некоторые стали, представленные в табл. 3.2 и 3.3.

Тонколистовая сталь марки «1» высокой твердости требует после сварки низкого отпуска всей сварной конструкции, для чего необходимо наличие термических печей соответствующих габаритов.

В отличие от стали марки «1» сталь марки «7» высокой твердости, имеющая несколько меньший уровень стойкости, не требует после сварки проведения низкого отпуска и, соответственно, термических печей. Это весьма важное технологическое преимущество рассматриваемой стали делает ее незаменимой при изготовлении крупногабаритных сварных конструкций, которые не могут быть размещены в обычных термических печах.

Таблица 3.2

Механические свойства высокопрочных листовых сталей толщиной от 2 до 20 мм после закалки и низкого отпуска

Марка стали	Твердость **НВ**	Толщина, мм	Предел прочности $\sigma_{,,}$, МПа	Предел текучести $\sigma_т$, МПа	Предел пропорциональности $\sigma_р$, МПа	Относительное удлинение δ, %	Относительное сужение ψ, %	Ударная вязкость $a_к \cdot 10^2$, МДж/м^2, при температурах, °С	
								+ 20	– 40
«1», «7»	420–470	4–22	1450–1650	1250–1350	1150–1250	8–10	40–50	50–70	40–60
«77»	550–580	8–20	1900–2000	1600–1700	1350–1450	10–12	40–50	70–90	60–80
«44»	560–610	2–6	2050–2200	1550–1700	1400–1500	8–10	30–40	50–60	40–50

Таблица 3.3

Механические свойства высокопрочных листовых сталей толщиной от 20 до 160 мм после закалки и высокого отпуска

Марка стали	Твердость НВ	Толщина, мм	Предел прочности $\sigma_в$, МПа	Предел текучести $\sigma_т$, МПа	Относительное удлинение δ, %	Относительное сужение ψ, %	Ударная вязкость $a_к \cdot 10^2$, МДж/м^2, при температурах, °С	
							+ 20	– 40
«26Ш», «27Ш»	410–470	20–60	1400–1600	1200–1400	12–16	50–60	70–100	50–80
«69Ш»	370–400	20–160	1200–1350	1150–1300	12–17	40–55	60–100	50–100

Самая высокопрочная и высокостойкая тонколистовая сталь марки «77» производится с использованием ЭШП, а также ТМО и имеет исключительно благоприятное соотношение уровня прочности и уровня пластичности и вязкости. Для этой стали разработаны надежные технологии сварки и механической обработки.

Для изготовления листовых деталей требуемой пространственной геометрии разработаны оборудование и технология, обеспечивающие проведение закалки в штампах (в заневоленном состоянии).

Близкая по уровню прочности к стали марки «77» тонколистовая сталь марки «44», производимая без использования ЭШП и ТМО, на первых порах имела пониженную свариваемость и поэтому применялась в основном для изготовления закладных деталей и средств индивидуального бронирования. В последнее время сталь усовершенствована, и появилась возможность ее сваривать.

Самые высокопрочные толстолистовые стали марок «26Ш» и «27Ш» по достигнутому уровню прочности являются уникальными среди сталей этого класса, подвергаемых закалке и высокому отпуску. Достаточно указать, что уровень прочности этих двух сталей после закалки и высокого отпуска даже несколько превышает уровень прочности низкоотпускаемой стали марки «1», что является большим техническим достижением, обусловленным использованием закономерностей вторичного твердения при выборе схемы и уровня легирования сталей.

Сталь марки «69Ш» по сравнению с другими сталями имеет самый широкий диапазон толщин; из металла одной плавки можно получить листы толщиной от 20 до 160 мм и, соответственно, широкий набор тонко- и толстолистовых деталей. Именно поэтому ее используют, в частности, при изготовлении штампосварных конструкций, заменяющих крупногабаритные разнотолщинные литые детали. Кроме того, эта сталь обладает высокой хладостойкостью, и поэтому ее целесообразно применять для эксплуатации при низких температурах.

Следует отметить, что все толстолистовые стали свариваются аустенитными электродами и не требуют проведения после сварки термической обработки.

Рассматриваемые стали в первую очередь необходимы для практического применения в оборонной промышленности. Наряду с этим очень важно отметить, что появление высокопрочных высококачественных броневых сталей в значительной степени стимулировало дальнейшее совершенствование их составов, технологий производства,

способствовало появлению нового прогрессивного оборудования на металлургических и машиностроительных предприятиях России, а также инициировало более широкое применение броневых сталей для гражданских нужд.

Положительные результаты, полученные при использовании рассматриваемых сталей для гражданских нужд, свидетельствуют о большом потенциале их применения в различных отраслях хозяйства.

3.4. Модели взаимодействия различных поражающих элементов с монолитной броней

По способу функционирования поражающие элементы можно условно разделить на три основных типа.

1. Жесткие неразрушающиеся элементы, к которым можно отнести стальные и карбидовольфрамовые сердечники бронебойных пуль, калиберных и подкалиберных снарядов при таких условиях взаимодействия с броней, когда имеет место сохранение их геометрии в процессе проникания.

2. Относительно прочные элементы, срабатывающиеся (теряющие массу) по длине в процессе проникания в броню, — сердечники (стальные, вольфрамовые, урановые) оперенных БПС.

3. Малопрочные поражающие элементы, полностью срабатывающиеся на броне: кумулятивная струя, компактные и удлиненные поражающие элементы (КПЭ и УПЭ) типа «ударное ядро», образующиеся из снарядоформирующих зарядов (СФЗ) — рис. 3.1–3.4.

Картина проникания в броню поражающих элементов трех типов в значительном диапазоне скоростей соударения подобна их прохождению в жидкости. В наибольшей степени процесс взаимодействия близок к гидродинамическому в случае проникания кумулятивной струи: скоростной напор так велик (до 9...10 км/с у головных частей струи), что прочность броневой преграды, а тем более весьма низкая прочность струи пренебрежимо малы по сравнению с давлением скоростного напора практически до окончания процесса взаимодействия. Например, кумулятивная струя при скорости V_c = 9 км/с создает давление 78,9 ГПа, тогда как предел прочности сталей марок «26Ш», «27Ш» не превышает 1,4...1,6 ГПа.

Таким образом, хотя в действительности картина высокоскоростного соударения значительно сложнее описанной, в первом (инженерном) приближении, дающем определенную наглядность и возможность ана-

лизировать кинетику процесса, правомерно использовать гидродинамическую аналогию. В следующих главах будет показано, что основополагающие зависимости и описания кинетики проникания поражающих элементов всех трех типов, предлагаемые различными научными школами (ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе АН СССР, Институтом гидродинамики СО АН СССР и др.), в значительной степени опираются на гидродинамические модели.

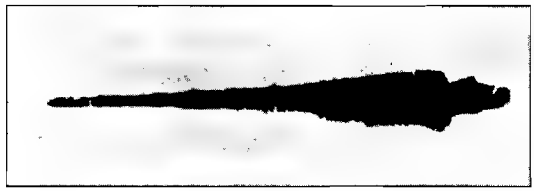


Рис. 3.1. УПЭ СФЗ, сформированный по механизму струеобразования

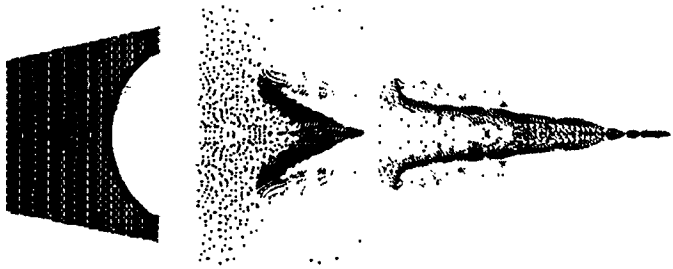


Рис. 3.2. УПЭ СФЗ, сформированный выворачиванием облицовки

Рис. 3.3. УПЭ СФЗ, сформированный схлопыванием периферийных и натеканием центральных участков облицовки

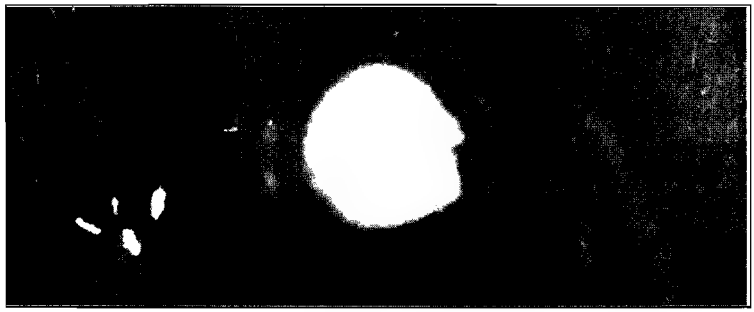


Рис. 3.4. КПЭ СФЗ противобортовой мины ТМ-83 (сформированный опережающим схлопыванием периферийных участков облицовки на ее ось симметрии)

Проникание жестких неразрушающихся поражающих элементов. При скоростях пробития, бóльших, чем скорость распространения сдвиговых деформаций материала преграды, картина проникания близка к движению жесткого тела в квазижидкой среде, обладающей прочностью, а обтекание головной части проникающего элемента близко к ньютонову. Давление сопротивления преграды прониканию для этого случая описывается двучленной зависимостью (полученной в ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе):

$$p = H_д + k\rho_п u^2,$$

где $H_д$ — прочностная составляющая сопротивления, или динамическая твердость; $k\rho_п u^2$ — давление сопротивления скоростному напору по Ньютону, или инерционное сопротивление (здесь k — коэффициент формы головной части проникающего тела; $\rho_п$ — плотность материала преграды; u — скорость проникания).

Для проникающих тел, имеющих коническую головную часть, коэффициент формы $k = \sin^2(\alpha/2)$, где α — угол при вершине конуса. Для оживальных головных частей формула расчета значений k достаточно сложна, однако в настоящее время в связи с тем, что расчеты кинетики проникания ведутся на компьютерах, в определении значения k нет необходимости. Головная часть тела разбивается на элементарные площадки поясами и меридианами, компьютер определяет нормальное давление в центре каждой такой площадки и затем интегрирует эти значения по всей площади головной части.

Таким образом, давление в центре каждой элементарной площадки на головной части тела можно записать в виде

$$p = H_д + \rho_п u_n^2,$$

где u_n — нормальная составляющая скорости проникания в центре каждой элементарной площадки.

Величина $H_д$ трактуется как некая константа для данного материала преграды и закона сопротивления при докритических скоростях проникания. Подробнее об этой величине речь пойдет в разд. 3.5.

Проникание срабатывающихся удлиненных поражающих элементов, имеющих собственную прочность. При проникании УПЭ по разные стороны от границы контакта ударника и преграды давления равны:

со стороны ударника

$$p_{уд} = \frac{1}{2}\rho_{уд}(V-u)^2 + \sigma_{тд_{уд}};$$

со стороны преграды

$$p_п = \frac{1}{2}\rho_п u^2 + H_д.$$

Здесь $\rho_{уд}$ — плотность ударника; V — скорость несработавшейся части ударника; u — скорость проникания ударника, или скорость перемещения контактной границы; $\sigma_{тд_{уд}}$ — динамический предел текучести ударника.

Таким образом, уравнение равновесия в точке на контактной границе

$$\frac{1}{2}\rho_{уд}(V-u)^2 + \sigma_{тд_{уд}} = \frac{1}{2}\rho_п u^2 + H_д$$

есть не что иное, как *уравнение Бернулли*, модифицированное прочностью ударника ($\sigma_{тд_{уд}}$) в левой части и динамическим сопротивлением ($H_д$) преграды — в правой. Данный подход впервые был предложен В.П. Алексеевским и А. Тейтом [3.1, 3.2].

Решения этого уравнения совместно с тремя следующими уравнениями:

$$\frac{dL}{dt} = u, \quad \frac{dl}{dt} = -(V-u), \quad \sigma_{тд_{уд}} = -\rho_{уд} l \frac{dV}{dt},$$

где L — текущая глубина проникания; l — текущая длина ударника. Величины L и l зависят от соотношения прочности ударника и динамического сопротивления преграды.

На практике существуют различные варианты этого соотношения:

1) $\sigma_{тд_{уд}} < H_д$. Ударник всегда ведет себя как жидкая струя до прекращения проникания при скорости $V = \sqrt{\dfrac{2(H_д - \sigma_{тд_{уд}})}{\rho_{уд}}}$;

2) $\sigma_{тд_{уд}} > H_д$. Когда значение V падает до $\sqrt{\dfrac{2(\sigma_{тд_{уд}} - H_д)}{\rho_п}}$, тогда $V = U$, и начиная с этого момента до полной остановки ударник ведет себя как абсолютно твердое тело. На рис. 3.5 зафиксирован остаток сердечника на дне пробоины, образовавшейся при воздействии снаряда с $V_{уд} = 1700$ м/с по двухпреградной броне.

Этот случай в наибольшей степени соответствует картине пробития реальным сердечником реальной преграды.

3) $\sigma_{тд_{уд}} = H_д$. Ударник все время ведет себя как жидкость до прекращения проникания при $V = u = 0$.

Проникание сверхвысокоскоростных поражающих элементов с пренебрежимо малой собственной прочностью. Под элементами данного типа имеются в виду главным образом кумулятивные струи, имеющие скорость головных частей до 9...10 км/с, хвостовых — до 2,5 км/с. При таких скоростях соударения давления скоростного напора струи на два порядка превышают прочностное сопротивление самой прочной броневой стали, что делает правомерным применение

Рис. 3.5. Вид остатка сердечника и нарушений тыльной сплошности стальной брони средней твердости при воздействии сердечника БПС по НОРМали

гидродинамической модели (проникание жидкой струи в жидкость) в ее чистом виде. В СССР данный подход впервые был предложен академиком М.А. Лаврентьевым. Глубину проникания для этого случая получают, решая уравнение Бернулли

$$\frac{1}{2}\rho_c(V_c - u)^2 = \frac{1}{2}\rho_п u^2,$$

откуда

$$u = \frac{V_c}{1+\sqrt{\rho_п / \rho_c}}, \quad L = l_c\sqrt{\rho_c / \rho_п}.$$

Здесь ρ_c, V_c, l_c, L — соответственно плотность, скорость, длина и глубина проникания кумулятивной струи; $\rho_п$ — плотность преграды.

При расчете глубины проникания реальных струй в реальные преграды в модели, основанные на данном подходе, вводят специальные коэффициенты, учитывающие аномалии в поведении реальных струй по сравнению с идеальными: искривление, разрыв на фрагменты вследствие скоростного градиента по длине, дезориентацию и «разэшелонирование» фрагментов струи после разрыва, а также влияние прочности преграды при проникании хвостовых элементов струи, имеющих уже относительно малые скорости подхода, и др.

Подробнее результаты исследования механизмов взаимодействия различных поражающих элементов с броней изложены в следующих параграфах.

3.5. Сопротивление брони прониканию поражающих элементов бронебойных подкалиберных снарядов

Как отмечалось ранее, впервые по-настоящему системный подход при изучении проблемы взаимодействия снаряда с броней был реализован в 1950-х годах в трудах ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе, ставших классическими. Из всего многообразия результатов, полученных в этих работах, выделим главные закономерности, описывающие сопротивление пластичных металлических преград прониканию жестких неразрушающихся тел:

1) давление сопротивления всех слоев преграды при закритических скоростях и лицевых слоев при всех скоростях проникания описывается двучленной зависимостью вида $p = H_д + k\rho_п u^2$;

2) давление сопротивления глубинных слоев ($L > 2h_{г.ч}$, где $h_{г.ч}$ — высота головной части) при докритических скоростях проникания равно $p_{гл} = a_{гл} \approx H_д + НВ$, где $a_{гл}$ — удельная работа вытеснения объема; НВ — статическая твердость материала преграды по Бринеллю;

3) граница, при которой происходит переход от докритических скоростей проникания к закритическим: $V_{кр} = \sqrt{\dfrac{a - H_д}{k\rho_п}} \approx \sqrt{\dfrac{НВ}{k\rho_п}}$.

Анализ полученных в трудах ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе результатов показал, что они нуждаются в дальнейшем развитии и уточнении. В частности, при расчетах возникал ряд трудностей.

1. Не представлялось возможным точно определить значение $H_д$. Хотя эта величина трактовалась как некая константа данного материала, определять значение $H_д$ предлагалось экспериментальным путем на основе допущения о совпадении его с удельной работой вытеснения объема a в лицевых слоях при докритических скоростях проникания. Точное же определение значения $H_д$ затруднялось образованием лицевых наплывов, вносящих неопределенность в истинную величину контактной поверхности. Из-за этого приходилось вводить различные поправки, выравнивающие значение a для всех глубин внедрения головной части бойка в лицевые слои преграды. Это обстоятельство вызывало у некоторых исследователей сомнение относительно универсальности понятия динамической твердости как константы пластичных металлов.

2. Не были предложены корректные зависимости для определения прочностного сопротивления в глубинных и тыльных слоях гомогенной стальной броневой преграды при докритических скоростях проникания. Предложенная эмпирическая формула $p_{гл} = a_{гл} \approx H_д + НВ$, помимо того что не имела удовлетворительной физической интерпретации, еще и давала заметные расхождения с экспериментальными значениями $a_{гл}$ (завышение не менее чем в 1,5 раза), полученными для броневых сталей (вместе с тем для малопрочных металлов, исследованных в трудах ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе, эта формула обеспечивала удовлетворительное согласие). Неясными оставались и вопросы учета ослабляющего влияния свободных лицевой и тыльной поверхностей преграды в общем случае пробития под углом.

3. Критическая скорость при расчете ее по формуле $V_{кр} = \sqrt{\dfrac{a_л - H_д}{k\rho_п}}$ для случая проникания в лицевые слои ($a_л \approx H_д$) получается равной

нулю, из чего следует, что при любой начальной скорости процесс проникания в лицевые слои всегда протекает в закритическом гидродинамическом режиме. Это противоречит фактическим данным, в частности, по признаку непревышения диаметра канала над диаметром жесткого заостренного бойка.

В кандидатской диссертации В.А. Григоряна был проведен анализ физической картины проникания с решением дифференциальных уравнений движения деформируемых объемов преграды, который позволил устранить указанные противоречия.

3.5.1. Исследование зависимости напряженно-деформированного состояния материала преграды от скоростного режима проникания

Изучение напряженно-деформированного состояния материала преграды показывает, что как при статическом, так и при динамическом вдавливании заостренного осесимметричного пуансона в различных ее слоях происходит сферизация деформаций. О б этом можно судить по многочисленным признакам: по конфигурации линий равных деформаций; по твердости вокруг отпечатка в плоскости меридионального разреза вдоль отпечатка [3.3]; по рискам, нанесенным на лицевую поверхность преграды до деформирования и, наконец, по смещениям продольных и поперечных волокон металла, проявляющимся при глубоком травлении шлифов, вырезанных по осям отпечатков (рис. 3.6).

Конфигурация линий равных деформаций, например, свидетельствует о том, что на лицевой поверхности равные деформации возникают на концентрических окружностях вокруг углубления, а под пуансоном — на поверхностях, форма которых близка к полусферической. Величины деформаций убывают с увеличением радиуса полусферы. Имеются экспериментальные данные о таком же виде напряженно-деформированного состояния объемов преграды и после динамического внедрения. Если рассматривать напряженно-деформированное состояние материала преграды в сферических координатах с началом в точке пересечения оси отпечатка с исходной лицевой поверхностью преграды, то оно будет зависеть от трех переменных: радиуса-вектора частицы r, угла между осью углубления и радиусом-вектором φ, а также от времени t. В дальнейшем для упрощения решения задачи зависимость напряженно-деформированного состояния от угла φ в силу сферической симметрии учитывать не будем.

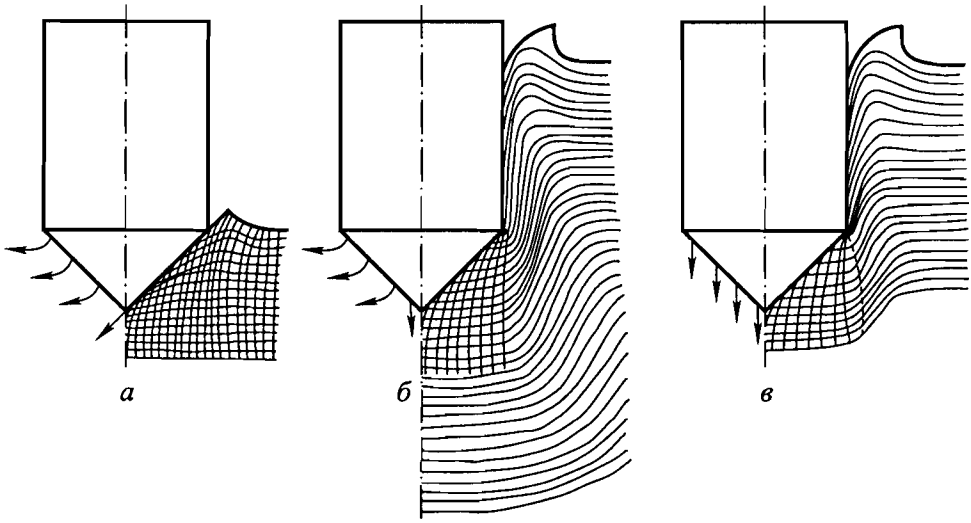


Рис. **3.6.** Конфигурация волокон и траектории частиц стальной брони средней твердости в меридиональных плоскостях выбоин, образуемых бойками с 90-градусными головными частями в лицевых *(а)*, глубинных *(б)* и тыльных *(в)* слоях преграды

По величине смещений разделим деформируемый объем преграды полусферической поверхностью с радиусом r_2 на две области (рис. 3.7): пластическую (I, II) и упругую (III). В пластической области I окружной компонент вектора смещения является существенным, а в области II окружным компонентом можно пренебречь. Радиус r_1 приблизительно равен радиусу наплыва вокруг углубления. Такое разделение деформированного материала на три области и решение задачи применительно к расширению цилиндрического кругового отверстия в пластине дано в [3.4].

В области I деформации и смещения пластически деформированного материала преграды, примыкающего к контактной поверхности, непосредственно связаны с влиянием конфигурации внедрившейся головной части снаряда, но по мере удаления от контактной поверхности в этой области происходит сферизация деформации. В области II тензор напряжения ограничивается величиной, при которой возникает течение материала преграды в сторону лицевой поверхности с образованием венца вокруг углубления. Поэтому деформирование в этой области будем считать происходящим при постоянном тензоре напряжения.

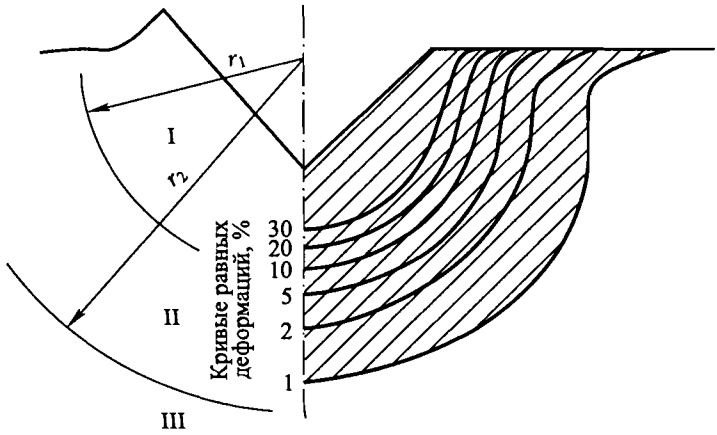


Рис. 3.7. Схема деления деформированного объема на три характерные области а распределение деформаций вокруг конического отпечатка

Для того чтобы в этих условиях получить решение, зависящее от одной пространственной координаты r, указанное течение и возникающую вследствие этого дополнительную окружную деформацию будем учитывать по изменению площади окружных (поперечных) сечений элементарных объемов при условии несжимаемости. Для областей II и III будем применять статические условия равновесия, а для области I — учитывать радиальные инерционные напряжения, считая окружные сечения малыми. Уравнение равновесия для областей II и III имеет вид

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{2}{r}(\sigma_r - \sigma_\varphi) = 0. \tag{3.1}$$

Уравнению (3.1) можно удовлетворить в области II, если для напряжений при $r_1 \leqslant r \leqslant r_2$ принять

$$\begin{cases} \sigma_r = 2\sigma_{тд} \ln \dfrac{r}{r_1} - \sigma_{r_1}, \\ \sigma_\varphi = \sigma_r + \sigma_{тд}, \end{cases} \tag{3.2}$$

где σ_{r_1} — значение σ_r при $r = r_1$.

В упругой области III:

$$\begin{cases} \sigma_r = -\frac{2}{3}\sigma_{тд} \ln\frac{r}{r_1} - \sigma_{r_1}, \\ \sigma_\varphi = \sigma_r + \sigma_{тд}. \end{cases} \tag{3.3}$$

В связи с тем, что по мере внедрения снаряда значения радиусов увеличиваются, r_1 и r_2 являются функциями времени t. Если радиус r_1 непрерывно увеличивается в полубесконечной преграде, то при условии сферической симметрии напряжения являются функциями только отношения r/r_1, а отношение r_2/r_1 остается постоянным. Для упруго-пластического материала из решения Р. Хилла [3.5] следует, что

$$\frac{r_2}{r_1} = \sqrt{\frac{E}{3(1-\nu)\sigma_{тд}}},$$

где E — модуль Юнга; ν — коэффициент Пуассона.

Значение σ_{r_1} на поверхности радиуса r_1 равно:

$$\sigma_{r_1} = \frac{2}{3}\sigma_{тд}\left[1 + \ln\frac{E}{3(1-\nu)\sigma_{тд}}\right]. \tag{3.4}$$

Определенное по данной формуле значение σ_{r_1} является давлением непрерывного расширения границы r_1 области II при принятых для областей II и III напряженно-деформированных состояниях со сферической симметрией.

Однако поскольку предположение о сферическом характере деформирования преграды при внедрении конического снаряда не является точным, особенно в области I, для согласования значения напряжения, вычисляемого по формуле (3.4), с действительным значением среднего радиального напряжения на граничной поверхности между областями I и II ($r = r_1$) введем эмпирический коэффициент m:

$$\sigma_{r_1} = \frac{2}{3} m\,\sigma_{тд}\left[1 + \ln\frac{E}{3(1-\nu)\sigma_{тд}}\right]. \tag{3.5}$$

В соответствии с имеющимися экспериментальными данными m = = 0,75...0,85. Введение этого коэффициента приближает значение σ_{r_1} к значению давления расширения цилиндрической полости в беско-

нечной среде. Детальный анализ напряженно-деформированного состояния лицевых слоев показывает, что это совпадение, по-видимому, не случайно, так как вытеснение материала в сторону лицевой поверхности приводит к тому, что осредненная по областям I и II траектория частиц материала вокруг внедряющегося снаряда близка к траектории движения в плоскостях, перпендикулярных оси снаряда, т. е. в плоских сечениях кругового цилиндра (см. рис. 3.6).

Для области I имеем

$$\begin{cases} \sigma_r = \sigma_{r_1}; \\ \sigma_\varphi = \sigma_{r_1} + \sigma_{\text{тд}} \end{cases} \tag{3.6}$$

Уравнение равновесия элементарного объема в области I с учетом сил инерции имеет вид

$$\frac{\partial}{\partial r}\left(\frac{s}{s_0}\sigma_{r_1}\right) + \frac{2s}{rs_0}(\sigma_{r_1} - \sigma_{\varphi_1}) = \rho\frac{s}{s_0}\left(\frac{\partial \dot{u}_t}{\partial t} + \dot{u}_t\frac{\partial \dot{u}_t}{\partial r}\right), \tag{3.7}$$

где s — площадь окружного сечения элементарного объема с учетом дополнительной окружной деформации вследствие смещения металла лицевых слоев преграды в сторону лицевой поверхности; s_0 — то же без учета дополнительной деформации; ρ — плотность преграды, постоянная вследствие постоянства среднего напряжения в области II; $\dot{u}_t = \dfrac{\partial u}{\partial t}$ — радиальный компонент скорости, или скорость частиц за ударным фронтом (при этом другие компоненты предполагаются ничтожно малыми).

Значение $s - s_0$ или $\bar{s} - 1$, где $\bar{s} = s/s_0$, характеризует дополнительное увеличение площади контактной поверхности, происходящее за счет смещения частиц преграды вдоль образующих поверхности внедряющейся части снаряда.

С учетом (3.5) и (3.6) уравнение (3.7) приводится к виду

$$\frac{\partial \dot{u}_t}{\partial t} + u_t\frac{\partial \dot{u}_t}{\partial r} + \frac{c^2\partial s}{\bar{s}\,\partial r} + \frac{2c^2}{n\,r} = 0, \tag{3.8}$$

где $c^2 = \dfrac{n\,\sigma_{\text{тд}}}{\rho}$; $\quad n = \dfrac{\sigma_{r_1}}{\sigma_{\text{тд}}} = \dfrac{2}{3}m\left[1 + \ln\dfrac{E}{3(1-\nu)\,\sigma_{\text{тд}}}\right]$.

Уравнение неразрывности можно представить в форме

$$\frac{\partial \dot{u}_t}{\partial r} + 2\frac{\dot{u}_t}{r} = -\frac{1}{s}\left(\frac{\partial \bar{s}}{\partial t} + \dot{u}_t \frac{\partial \bar{s}}{\partial r}\right), \tag{3.9}$$

т. е.

$$\frac{\partial \bar{s}}{\partial t} + \dot{u}_t \frac{\partial \bar{s}}{\partial r} + \bar{s}\frac{\partial \dot{u}_t}{\partial r} + 2\,\bar{s}\frac{\dot{u}_t}{r} = 0. \tag{3.10}$$

Таким образом, для функций $\dot{u}_t(r,t)$ и $\bar{s}(r,t)$ получается следующая система дифференциальных уравнений гиперболического типа в частных производных:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial \dot{u}_t}{\partial t} + \dot{u}_t \dfrac{\partial \dot{u}_t}{\partial r} + \dfrac{c^2 \partial \bar{s}}{\bar{s}\,\partial r} + \dfrac{2\,c^2}{n\,r} = 0, \\ \dfrac{\partial \bar{s}}{\partial t} + \dot{u}_t \dfrac{\partial \bar{s}}{\partial r} + \bar{s}\dfrac{\partial \dot{u}_t}{\partial r} + 2\,\bar{s}\dfrac{\dot{u}_t}{r} = 0. \end{cases} \tag{3.11}$$

Характеристики этой системы:

$$\begin{cases} d\dot{u}_t + \dfrac{c}{\bar{s}}d\,\bar{s} + \dfrac{c}{r}\left(\dot{u}_t + \dfrac{2\,c}{n}\right)dt = 0 \quad \text{при } dr = (\dot{u}_t + c)\,dt, \\ d\dot{u}_t - \dfrac{c}{\bar{s}}d\,\bar{s} - \dfrac{c}{r}\left(\dot{u}_t + \dfrac{2\,c}{n}\right)dt = 0 \quad \text{при } dr = (\dot{u}_t - c)\,dt. \end{cases} \tag{3.12}$$

Полученные зависимости свидетельствуют о волновом характере распространения возмущений. При достижении определенной скорости могут иметь место разрывы скорости и величины $\bar{s}$ вдоль определенных сферических фронтов волн, распространяющихся с радиальной скоростью U_t в область II.

Из законов сохранения массы и количества движения имеем

$$\bar{s}\,(U_t - \dot{u}_t) = U_t, \tag{3.13}$$

$$\bar{s}[\sigma_{r_1} - \rho\,(U_t - \dot{u}_t)^2] = \sigma_{r_1} + \rho U_t^2. \tag{3.14}$$

Отсюда

$$\frac{U_t}{c} = \frac{1}{2}\frac{\dot{u}_t}{c} + \sqrt{\frac{1}{4}\frac{\dot{u}_t^2}{c^2} + 1}, \tag{3.15}$$

$$\bar{s} = 1 + \frac{1}{2}\left(\frac{\dot{u}_t}{c}\right)^2 + \frac{\dot{u}_t}{c}\sqrt{\frac{\dot{u}_t^2}{4c^2} + 1}\,. \tag{3.16}$$

Рассмотрим для примера внедрение в преграду конического снаряда с углом при вершине 90°. Скорость внедрения будем считать постоянной. Соответственно, постоянной будет и скорость перемещения точек контактной поверхности $V_к$ в направлении внешней нормали к поверхности конуса, которую будем отождествлять со скоростью перемещения внутренней границы области I: $V_к = V_c \sin 45°$ (V_c — скорость снаряда). Для этого случая будем искать автомодельное решение, зависящее от переменной $\xi = r/ct$:

$$\bar{s} = \frac{s}{s_0} = f_1\left(\frac{r}{ct}\right), \qquad \bar{\dot{u}}_t = \frac{\dot{u}_t}{c} = f_2\left(\frac{r}{ct}\right).$$

Тогда система уравнений (3.11) принимает вид

$$\begin{cases} (\bar{\dot{u}}_t - \xi)\dfrac{\partial \bar{\dot{u}}_t}{\partial \xi} + \dfrac{\partial \ln \bar{s}}{\partial \xi} = -\dfrac{2}{n\xi}, \\ (\bar{\dot{u}}_t - \xi)\dfrac{\partial \ln \bar{s}}{\partial \xi} + \dfrac{\partial \bar{\dot{u}}_t}{\partial \xi} = -\dfrac{2\bar{\dot{u}}_t}{\xi}. \end{cases} \tag{3.17}$$

Исключая из этих уравнений сначала $\dfrac{\partial \ln \bar{s}}{\partial \xi}$, а затем $\dfrac{\partial \bar{\dot{u}}_t}{\partial \xi}$, получаем

$$\frac{\partial \bar{\dot{u}}_t}{\partial \xi} = \frac{2[(n-1)\bar{\dot{u}}_t + \xi]}{n\xi[(\bar{\dot{u}}_t - \xi)^2 - 1]}, \tag{3.18}$$

$$\frac{\partial \ln \bar{s}}{\partial \xi} = \frac{2[1 - n\bar{u}_t(\bar{\dot{u}}_t - \xi)]}{n\xi[(\bar{\dot{u}}_t - \xi)^2 - 1]}. \tag{3.19}$$

Начальным условием для интегрирования уравнения (3.18) является условие на контактной поверхности $\bar{\dot{u}}_t = V/c$, $\xi = V_к/c$. На ударной волне $U_t \geq c$, т. е. $\bar{\dot{u}}_t \geq 0$. При $\bar{\dot{u}}_t = 0$, очевидно, $\xi = 1$. Путем подстановки этих значений в уравнение (3.18) находим минимальное значе-

ние $V_к = V_{n_1}$, при котором возможен принятый автомодельный режим движения. При интегрировании уравнения (3.19) для значений $V_к \le V_{n_1}$ начальные условия следующие: $\bar{s} = 1$ при $\bar{u}_t = 0$. Максимальное значение ξ, при котором можно определить $\bar{u}_t$ и $\bar{s}$, очевидно, равно единице. При $V_{n_1} < V_к < V_{n_2}$ для определения $\bar{s}$ использовались значения $\bar{u}_t$ при $\xi = 1$, полученные из решения (3.18), а в качестве начальных условий брались условия на ударной волне, определенные из (3.16).

На рис. 3.8, а и б приведены решения уравнений (3.18) и (3.19), полученные численным интегрированием, для случаев $n = 3$ и $n = 4$, отвечающих реальным условиям проникания снаряда в лицевые и глубинные слои полубесконечной преграды.

Рассмотрим внедрение конического снаряда с углом раствора конуса 90° в преграду из броневой стали, имеющей $a = 140 \cdot 10^7$ Па, $E = 2{,}1 \cdot 10^{11}$ Па и $\nu = 0{,}33$. В этом случае $n = 2{,}9$ и $V_{n_2} = c = 730$ м/с. Из рис. 3.8, а определяем $V_{n_1}/c = 0{,}62$, т. е. $V_{n_1} = 453$ м/с. Рассчитываем скорости внедрения снаряда $V_{кр_1} = V_{n_1}/\sin 45° = 640$ м/с и $V_{кр_2} = V_{n_2}/\sin 45° = 1030$ м/с.

На основе анализа результатов, полученных при решении уравнений (3.18) и (3.19), можно дать описание некоторых особенностей деформирования материала преграды при различных скоростях внедрения.

При $0 < V_к < V_{n_1}$ имеет место деформирование без образования ударных волн. С увеличением скорости в пределах указанного диапазона относительный размер зоны больших пластических деформаций несколько возрастает. Величина $\bar{s}$ увеличивается примерно по квадратичному закону, следовательно, при одной и той же глубине внедрения сила сопротивления тем больше, чем выше скорость внедрения. Увеличение силы сопротивления обусловливается возрастанием площади контакта из-за роста выпучивания (наплыва) лицевой поверхности вокруг углубления.

При $V_{n_1} < V_к < V_{n_2}$ с самого начала внедрения на некотором расстоянии от контактной поверхности возникает ударная волна. Чем выше скорость, тем ближе ударная волна к контактной поверхности и тем меньше относительные размеры области I больших пластических деформаций.

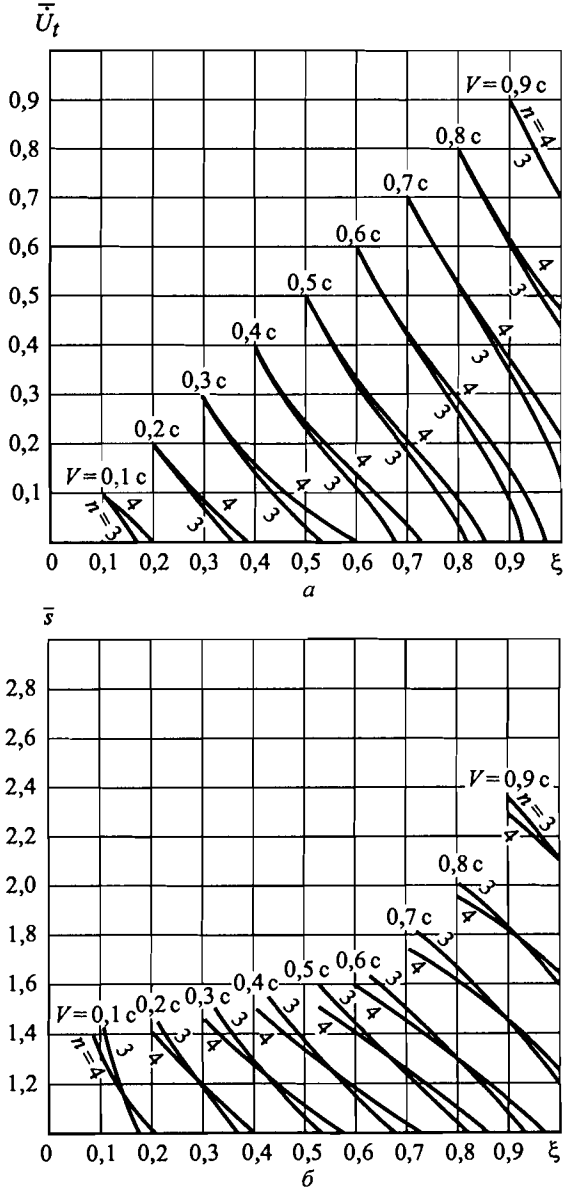


Рис. **3.8.** Решения уравнений 3.18 (а)

$\left(\bar{\dot{U}}_t = \frac{\dot{U}_t}{V}, \quad \xi = \frac{r}{ct}\right)$ и 3.19 (*б*) $\left(\bar{s} = \frac{s}{s_0}, \quad \xi = \frac{r}{ct}\right)$

При $V_к = V_{n_2} = c$ начальный фронт ударной волны совпадает с внутренней границей области I, $s \to \infty$ и принятая схема деформирования перестает соответствовать действительности. Увеличение высоты наплыва и уменьшение его ширины приводят к тому, что он уже не может передавать на преграду радиальные усилия. Вследствие этого роль наплыва уменьшается или полностью исчезает. Увеличение скорости смещения материала преграды в меридиональном направлении при одновременном уменьшении размера области I приводит к тому, что движением материала преграды в меридиональном направлении уже пренебречь нельзя. Картина обтекания внедряющегося снаряда материалом преграды приближается к схеме, лежащей в основе расчета инерционного сопротивления по Ньютону.

Таким образом, в зависимости от скорости внедрения снаряда в лицевые слои пластичной преграды можно выделить три режима:

1) режим проникания без образования ударной волны, при котором изменение сопротивления в зависимости от скорости проникания связано с изменением величины лицевого наплыва;

2) режим проникания с образованием ударной волны на некотором расстоянии от поверхности контакта, при котором изменение сопротивления в зависимости от скорости проникания связано как с изменением величины лицевых наплывов, так и с появлением гидродинамического обтекания;

3) режим проникания с образованием волны сдвиговых деформаций в непосредственной близости от контактной поверхности, при котором изменение инерционной части сопротивления связано с изменением давления при гидродинамическом обтекании.

В соответствии с этими режимами выделим две критические скорости проникания в лицевые слои пластичной преграды: первую критическую скорость V_{n_1} образования ударной волны на внешней границе зоны больших пластических деформаций и вторую критическую скорость $V_{n_2} = c$ образования ударной волны в непосредственной близости от контактной поверхности. При превышении этой скорости инерционное давление на контактной поверхности носит гидродинамический характер.

Проникание в глубинные слои полубесконечной преграды отличается от проникания в лицевые слои более высоким уровнем сопротивления из-за отсутствия ослабляющего влияния свободной от напряжений лицевой поверхности преграды. В данном случае величина $\bar{s} = 1$

также характеризует увеличение контактной поверхности, через которую передается давление на снаряд со стороны преграды, однако частью этой поверхности при условии $V_к < V_{n_1}$, изменяющейся в зависимости от скорости, является прилегающая к головной части снаряда цилиндрическая поверхность каверны. Так как давление на боковую поверхность направлено перпендикулярно направлению движения снаряда, изменение силы контактного давления должно слабо влиять на силу сопротивления. Расчет сопротивления сдвигу в глубинных слоях можно проводить по формуле (3.5) при $m = 1{,}1$. Для броневой стали с $\sigma_{тд} = 140 \cdot 10^7$ Па в глубинных слоях $n = 4$, $V_{n_2} = c = 845$ м/с и, соответственно, $V_{n_1} = 524$ м/с; тогда скорости внедрения снаряда равны: $V_{кр_1} = 741$ м/с; $V_{кр_2} = 1200$ м/с.

Возникновение гидродинамического обтекания при $V > V_{кр_2}$ приводит к расширению канала, образуемого снарядом, и отрыву материала преграды от боковой цилиндрической поверхности снаряда.

3.5.2. Определение сопротивления различных слоев преграды при до- и закритических скоростях проникания

Условное разделение преграды на лицевые, глубинные и тыльные слои носит принципиальный характер и связано с изменением в процессе проникания характерных напряженно-деформированных состояний при докритических скоростях проникания.

Энергоемкость лицевых слоев определяется их динамическим сопротивлением сдвиговым деформациям при сравнительно свободном вытеснении части материала в сторону лицевой поверхности. В глубинных слоях это вытеснение затруднено, вследствие чего их деформирование происходит при большем, чем в лицевых слоях, гидростатическом давлении. Энергоемкость тыльных слоев определяется как динамическим сопротивлением сдвиговым деформациям с уменьшающимся по мере приближения снаряда к тыльной поверхности гидростатическим давлением, так и предельной пластичностью материала преграды, определяющей момент образования трещин в вершине тыльной выпучины при проколе или трещины среза пробки на стадии преимущественного состояния локализованного сдвига.

Сопротивление лицевых и глубинных слоев при докритических скоростях проникания. Достаточно подробно результаты экспериментального определения сопротивления различных слоев металличес-

ких броневых преград внедрению описаны в работах НИИ стали. В качестве примера приведем результаты эксперимента, в котором производился обстрел стальной полубесконечной преграды, имеющей $\sigma_{тд} = 80 \cdot 10^7$ Па и НВ 135, бойками массой 31,4...31,6 г из высокопрочной стали с конической 90-градусной головной частью. Для определения динамического предела текучести использовался метод Виффина [3.6]. Обстрел производился с ударными скоростями в диапазоне 70...680 м/с, т. е. при докритических скоростях проникания.

Результаты эксперимента представлены в табл. 3.4.

В этой же таблице приведены значения средних сопротивлений, рассчитанных по формуле

$$\overline{a} = \frac{mV_{уд}^2}{2\omega}, \qquad (3.20)$$

где m — масса бойка; $V_{уд}$ — ударная скорость; ω — объем углубления, замеренный от исходной лицевой поверхности преграды.

Таблица 3.4

Глубины проникания и средние сопротивления прониканию npn различных ударных скоростях

Ударная скорость, м/с	Объем углубления, мм^3	Глубина проникания, мм	Среднее сопротивление прониканию, ГПа
77	28,3	3,0	3,32
190	174	5,5	3,32
285	541	8,5	2,41
334	757	10,2	2,36
394	1024	12,3	2,43
436	1201	13,7	2,54
478	1430	15,5	2,56
520	1659	17,3	2,61
572	1836	18,7	2,86
620	2154	21,2	2,86
675	2344	22,7	3,11

На рис. 3.9, *а* представлены результаты опытов, на основе которых путем дифференцирования определяются значения текущего сопротивления *а*:

$$a = \frac{m}{2}\frac{\partial V_{уд}^2}{\partial \omega}. \qquad (3.21)$$

Значения a, найденные по формуле (3.21), представляли бы собой точные значения текущего сопротивления, если бы оно не зависело от скорости проникания. Однако в связи с тем, что сопротивление лицевых слоев зависит от скорости проникания и в докритическом режиме, эта формула дает лишь приближенное значение текущего прочностного сопротивления. На графике зависимости $\bar{a} = f(\omega)$, представленном на рис. 3.9, б, можно выделить три области глубины внедрения: I — внедрение головной части бойка, II — внедрение бойка на глубину, превышающую высоту головной части, и III — внедрение бойка в глубинные слоа преграды.

Падение сопротивления на границе между областями I и II связано с прекращением влияния наплывов на размер контактной поверхности при полном погружении в преграду головной части бойка. Возрастание сопротивления в области II связано с постепенным прекращением ослабляющего влияния лицевой поверхности и увеличением вследствие этого шарового тензора напряжений.

Исследования с использованием различных материалов (обычные и броневые стали, броневые алюминиевые сплавы) показали следующее:

– отношение сопротивления в глубинных слоях к сопротивлению в лицевых слоях (без учета влияния наплывов) равно 1,3...1,5;

– минимальная глубина погружения бойка с 90-градусной конической головной частью в преграду, после которой начинаются глубинные слои, соответствует по толщине примерно 1,1 – 1,2 калибрам.

Из сопоставления экспериментально полученных значений сопротивления с расчетными следует, что для броневой стали средней твердости (НВ 302–285) значение сопротивления глубинных слоев, рассчитанное по рекомендованной в трудах ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе формуле $p_{гл} = H_д + НВ$, оказывается несколько завышенным.

Так, если учитывать, что коэффициент «динамичности» для броневой стали средней твердости близок к 1,16 [3.7], то получаем $\frac{p_{гл}}{p_л} = \frac{H_д + НВ}{H_д} = 1{,}86$ вместо найденного экспериментально значения 1,3...1,5. Вместе с тем для относительно малопрочных металлов эта формула дает хорошее приближение. Коэффициент «динамичности» металлов с уменьшением прочности растет [3.8] и, например, для технически чистого железа близок к 2,2 [3.9]. Таким образом, для железа

отношение $p_{гл}/p_{л} = 1{,}45$ хорошо согласуется с экспериментальными результатами.

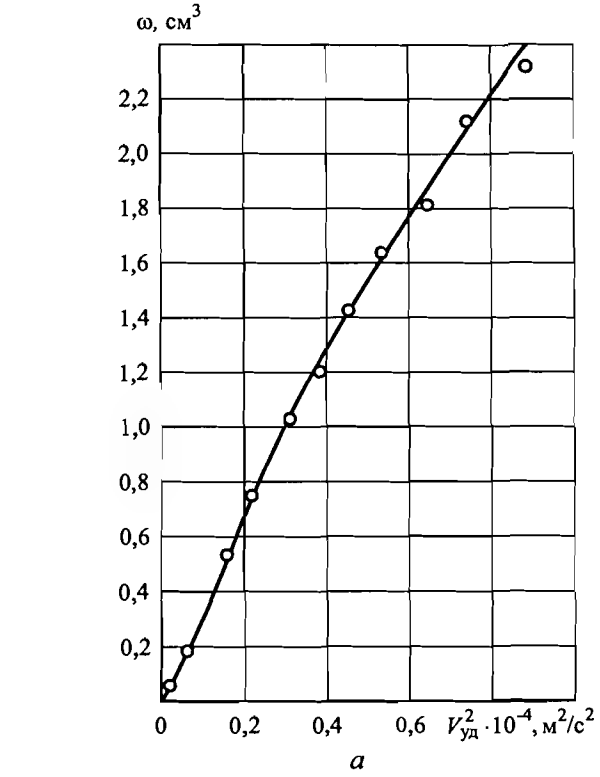


Рис. 3.9. Зависимости объема углубления от квадрата ударной скорости, характеризующего кинетическую энергию, при внедрении бойка с 90-градусной конической головной частью в полубесконечную стальную преграду (*а*) и среднего сопротивления прониканию $\bar{a}$ по глубине (*б*)

Если формула $p_{гл} = H_д + НВ$ (где $H_д$ — динамическая твердость; НВ — статическая твердость по Бринеллю) является в известной мере эмпирической, так как второе слагаемое (НВ) физически интерпретировать трудно, то формула Р. Xanna — см. (3.4), — по которой В.М. Пучковым предлагалось оценивать давление в глубинных слоях преграды, является физически хорошо обоснованной и позволяет учесть наряду с прочностью материала преграды также его упругие свойства. Расчет по этой формуле дает $p_{гл} = (3{,}6...3{,}8)\sigma_{тд}$ для сталей с $\sigma_{тд} = (140...80) \cdot 10^6$ Па.

Развитое М.М. Араповым [3.10] решение В.М. Пучкова обладает тем достоинством, что позволяет определять давление в любых слоях преграды, в том числе в слоях, являющихся переходными от лицевых к глубинным и от глубинных к тыльным, при любых углах встречи. В указанном решении давление в заданной точке поверхности снаряда определяется как наименьшее из трех давлений, рассчитанных по линиям скольжения, выходящим на лицевую, тыльную поверхности и поверхность каверны (рис. 3.10).

Анализ результатов расчетов и экспериментов показывает, что осредненное по поверхности головной части сопротивление внедрению в лицевых слоях остается постоянным до момента полного погружения головной части снаряда, пока не начинают частично реализоваться давления по линиям скольжения, выходящим на поверхность каверны. Значения давлений для конусов с углами раствора 120...60° получаются равными $2{,}9...3{,}2\sigma_т$ (табл. 3.5), т. е. близкими к экспериментальным.

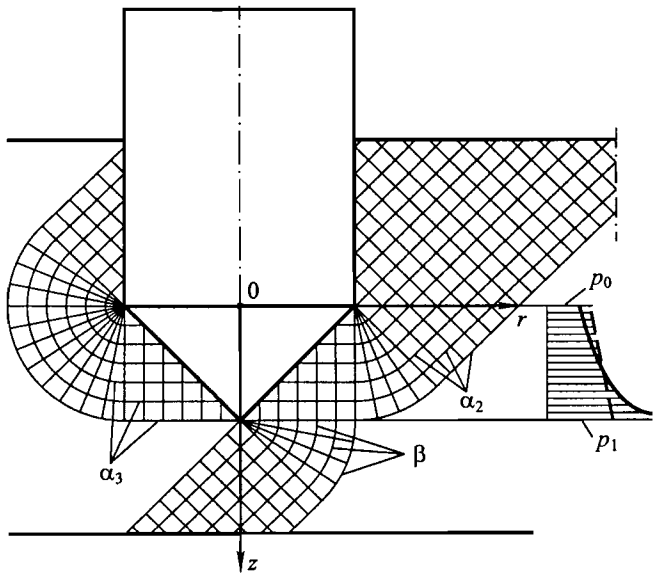
Таблица 3.5

Сопротивление лицевых слоев металлической преграды вдавливанию жестких конических штампов различной заостренности

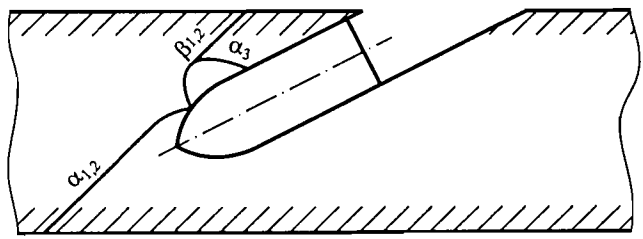
Угол раствора конуса, град	$p_0/\sigma_т$	$p_1/\sigma_т$	$p_л/\sigma_т$
120	2,3	4,0	2,9
90	2,0	4,8	2,9
60	1,7	6,2	3,2
45	1,5	7,4	3,5
30	1,3	9,2	3,7

С момента погружения снаряда в полубесконечную преграду на глубину $2h_{г.ч}$ давление сопротивления полностью определяется линия-

ми скольжения, выходящими на поверхность каверны. И, поскольку положение этих линий остается в дальнейшем неизменным, давление с этого момента становится постоянным, что принципиально согласуется с экспериментально установленным в работах ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе фактом постоянства давления в глубинных слоях при докритических скоростях внедрения. В табл. 3.6 представлены результаты расчета глубинного сопротивления при различных углах раствора конических головных частей снарядов.



а



б

Рис. **3.10.** Поля линий скольжения при внедрении снаряда по нормали (*а*) и под углом (*б*) в преграду конечной толщины

Таблица 3.6

Сопротивление глубинных слоев металлической преграды вдавливанию жестких конических штампов различной заостренности

Угол раствора конуса, град	$p_0/\sigma_т$	$p_1/\sigma_т$	$p_{гл}/\sigma_т$	$p_{гл}/p_л$
120	3,60	5,0	4,0	1,38
90	3,35	5,4	4,0	1,38
60	3,05	5,9	4,0	1,25
45	2,90	6,5	4,1	1,17
30	2,80	7,5	4,4	1,10

Как видно из таблицы, давление при воздействии используемых на практике снарядов с достаточно притупленными головными частями равно $4\sigma_т$, а отношение сопротивления глубинных слоев к сопротивлению лицевых лежит в диапазоне 1,38...1,10 и уменьшается с увеличением заостренности конусов.

Таким образом, давление глубинных слоев, во-первых, для (90...120)-градусных конусов близко к $4{,}0\sigma_т$, что хорошо согласуется с экспериментальными данными; во-вторых, с увеличением заостренности растет, что подтверждается экспериментом по статическому вдавливанию [3.5], и, в-третьих, с увеличением заостренности приближается к сопротивлению лицевых слоев, что с физической точки зрения является достаточно очевидным.

Сопротивление тыльных слоев при докритических скоростях проникания. Сопротивление динамическому деформированию тыльных слоев брони не подвергалось столь систематизированному исследованию, как сопротивление лицевых и глубинных слоев. Переход к многослойным структурам защиты заставляет с большим вниманием отнестись к этой стадии проникания, так как именно она при больших углах встречи в значительной степени определяет интенсивность разрушающего воздействия на сердечники кинетических снарядов (и, в определенной степени, на кумулятивную струю) со стороны слоев многослойной брони вследствие резкого изменения (нормализации) кривизны каверны. Рассмотрим результаты некоторых работ по данному вопросу.

В работах ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе было рекомендовано, в частности, для плит толщиной (1...2)d при расчете пробития жестким снарядом по нормали использовать динамическую твердость как прочностную составляющую при всех глубинах внедрения вплоть до нарушения

тыльной сплошности. Тем не менее очевидно, что при докритических скоростях проникания тыльные слои преграды работают при ННОМ Напряженно-деформированном СОСТОХННН, чем лицевые, и не могут с НИМ отождествляться.

Проанализируем процесс проникания снаряда в тыльные слои преграды, используя аналогию с расширением сферической оболочки, имеющей конечную толщину стенки. По формуле Р. Хилла [3.5] давление расширения сферической оболочки

$$p = 2\sigma_{тд} \ln\frac{c}{a} + \frac{2}{3}\sigma_т\left(1 - \frac{c^3}{b_0^3}\right), \qquad (3.22)$$

где c — радиус внешней границы пластической зоны; a — внутренний радиус оболочки; b_0 — наружный радиус оболочки (рис. 3.11).

Из (3.22) следует, что с момента достижения радиусом внешней границы пластической зоны значения наружного радиуса оболочки ($c = b_0$) давление достигает максимума: $p = 2\sigma_{тд} \ln b_0 / a$ и далее падает с уменьшением отношения b_0/a.

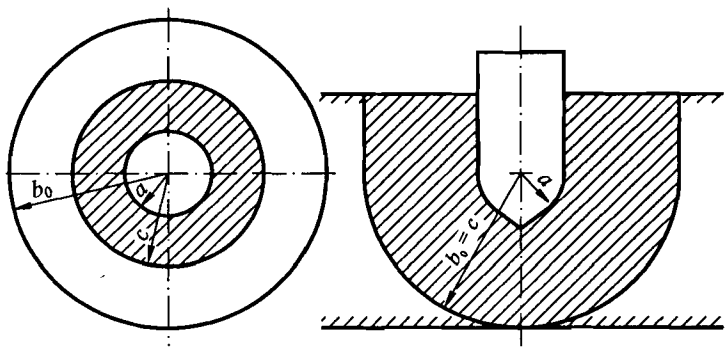


Рис. 3.11. Схема для расчета сопротивления тыльных слоев пробитию по аналогии с расширением сферической оболочки

Отождествляя размер а с фиктивным радиусом головной части снаряда, b_0 — с толщиной тыльного слоя преграды и пренебрегая размерами выпучины, видим, что по мере приближения снаряда к тыльной поверхности сопротивление падает по логарифмическому закону. Учет роста выпучины, очевидно, приведет к некоторому отклонению от этого закона, но общей тенденции падения сопротивления не изменит. Таким образом, граница между глубинными и тыль-

ными слоями определяется такой глубиной погружения снаряда, при которой внешняя граница зоны пластических деформаций достигает тыльной поверхности преграды.

Размеры пластической зоны приближенно можно определить по формуле

$$\frac{c}{a} = \sqrt{\frac{E}{3(1-\nu)\,\sigma_{тд}}} \qquad (3.23)$$

Для броневой стали $c/a \approx 4{,}5\ldots5{,}0$, т. е. выход границы пластической зоны на тыльную поверхность происходит при расстоянии между вершиной головной части и тыльной поверхностью около $1{,}75-2{,}0$ калибров снаряда с достаточно притупленной головной частью, что подтверждается экспериментальными данными.

Аналогичные результаты получаются при решении жесткопластической задачи с использованием плоскостей скольжения. Граница тыльных слоев в этом случае определяется моментом начала реализации давлений, рассчитываемых по линиям скольжения, которые выходят на тыльную поверхность; падение давления также происходит по логарифмическому закону.

На практике монотонного падения давления не происходит: в связи с нарушением тыльной сплошности преграды ее сопротивление, как правило, резко падает до нуля еще до момента выхода вершины головной части снаряда из преграды.

Основными видами нарушений тыльной сплошности серийной стальной брони средней твердости являются: образование трещин в вершине выпучины с дальнейшим их развитием, приводящим к отрыву «лепестков» брони; срез пробки и срез пробки с переходом в откол. Рассмотрение деформированного состояния материала преграды при глубоком внедрении снаряда (см. рис. 3.6) указывает на наличие в зоне пластических деформаций некоторой «застойной» зоны в форме коноида, примыкающего непосредственно к головной части снаряда и отделенного от остального пластически деформированного объема поверхностью локализованного сдвига, «размывающейся» на некотором удалении от линии сопряжения головной части снаряда с цилиндрической.

В условиях близости тыльной поверхности локализованный сдвиг не размывается, а выходит на тыльную поверхность под углом $\pi/4$ — Намечается срез пробки бочкообразной формы. При этом большую роль играет степень заостренности снаряда: при острой головной части начало нарушения тыльной сплошности происходит вследствие достижения

волокнами материала в вершине выпучины предельной пластичности, а в случае притупленного снаряда (в особенности при наличии резкого перехода головной части в цилиндрическую) первой достигает тыла поверхность локализованного сдвига, идущая от места сопряжения головной части с цилиндрической, и происходит срез пробки. При пробитии преград снарядами с оживальными головными частями по нормали наблюдается, как правило, поражение смешанного типа: сначала образуется трещина в вершине выпучины, затем происходит срез лепестков.

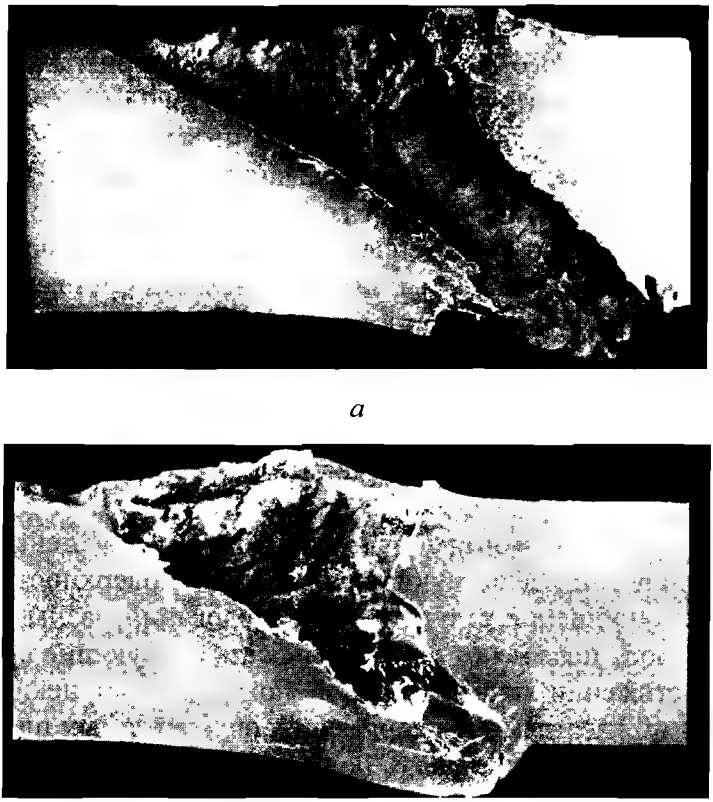
Таким образом, падение сопротивления пробитию в тыльных слоях обусловливается двумя причинами: сначала утонением тыльного слоя, затем нарушением его сплошности.

Момент и характер нарушения тыльной сплошности преграды исследовались особо. Все разработчики этой проблемы (Н.А. Глазков, П.П. Топчан, В.Н. Кирчагин, А.С. Гераськин и др.) так или иначе основывались на модели выштамповывания пробки под действием касательных напряжений, действующих на боковой поверхности.

Анализ и обобщение результатов исследований разных авторов по данному вопросу позволяют сформулировать следующие выводы.

1. По достижении под контактной поверхностью неких «критических» значений касательных напряжений, определяемых пластическими свойствами материала преграды, под участками, наиболее близкими к тылу, начинают формироваться области локального сдвига, выходящие под углом 45° к текущей (с учетом выпучины) поверхности тыла. После исчерпания запаса пластичности вдоль поверхности локального сдвига формируется трещина, распространяющаяся по мере перемещения контактной поверхности к тылу по всему периметру пробки. В общем случае пробития под углом эта трещина образуется под вершиной головной части сердечника, и имеет место не чистый срез пробки, а комбинация среза, отгибания и отлома пробки у основания там, где сдвиговые касательные напряжения не достигают критических (рис. 3.5, 3.12, 3.13). При пробитии с большими избыточными скоростями картина выбивания пробки смазывается эффектами последействия и наложением упруго-волновых эффектов откольного характера.

2. Значения критических напряжений среза пробки, экспериментально определенные Д.И. Байковым, лежат в диапазоне 50...90 кгс/мм для значений твердости стальной брони ($d_{НВ}$) от 4,1 до 2,9 мм соответственно. Эти значения удовлетворительно описываются предложенной В.М. Пучковым формулой $\tau_{max} = \frac{\sqrt{2}}{3}\sigma_{тд}$.



а

б

Рис. 3.12. Виды нарушений тыльной сплошности стальной брони средней твердости при воздействии БПС М111 под углом 60°:
а – пробитие; *б* — выпучина с разрывом при непробитии

3. Высота срезаемой пробки и время начала ее образования, как показано в кандидатской диссертации В.А. Григоряна, непосредственно связаны с линейным размером, характеризующим поверхность контакта снаряда с броней $F/l_{осн}$ (F — проекция площадки контакта на тыльную поверхность; $l_{осн}$ — периметр основания пробки).

К такому же результату можно прийти, используя классический подход, в котором предполагается, что срез пробки происходит за счет сдвига по достижении критических касательных напряжений $\tau_{ср}$ под головной частью снаряда. Примем, что давление со стороны снаряда уравновешивается касательными напряжениями, действующими по боковой поверхности цилиндра с основанием, равным проекции пло-

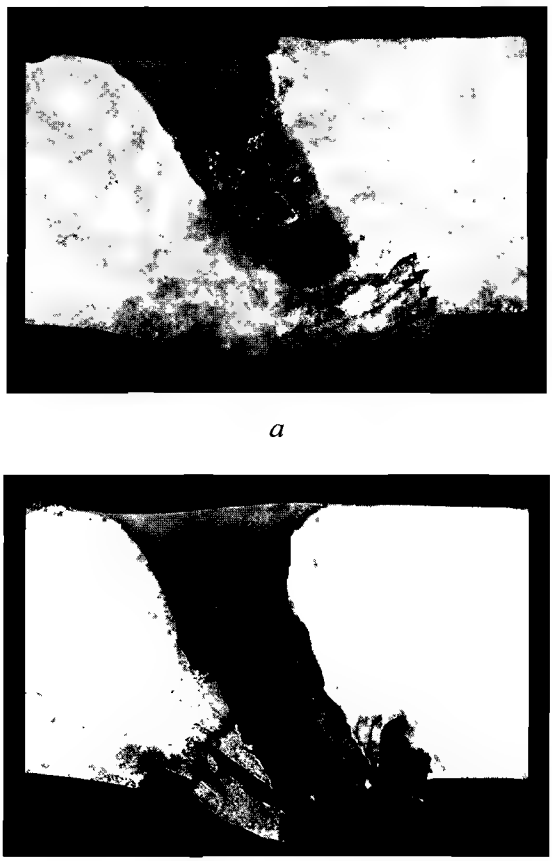
щадки контакта на тыльную поверхность (рис. 3.14). Из уравнения равновесия

$$\tau_{ср} l_{осн} b = pF \tag{3.24}$$

имеем

$$\tau_{ср} = p\frac{F}{l_{осн} b}, \tag{3.25}$$

где p — среднее удельное сопротивление в зоне контакта.



а

б

Рис. 3.13. Виды нарушения тыльной сплошности стальной брони средней твердости при воздействии сердечника БПС под углом встречи 30°:
а — на пределе кондиционного поражения; *б* — при сквозном пробитии

Таким образом, при одинаковой глубине внедрения значение $\tau_{ср}$ тем больше, чем больше угол встречи, что объясняет экспериментально установленный факт перехода от поражений по типу прокола при малых углах встречи к поражениям по типу среза пробки при больших углах встречи: критические напряжения среза достигаются раньше благодаря увеличению площади контакта. В то же время выявляется роль отношения толщины преграды к калибру снаряда b/d — чем тоньше преграда (или больше калибр снаряда), тем раньше начинается срез пробки.

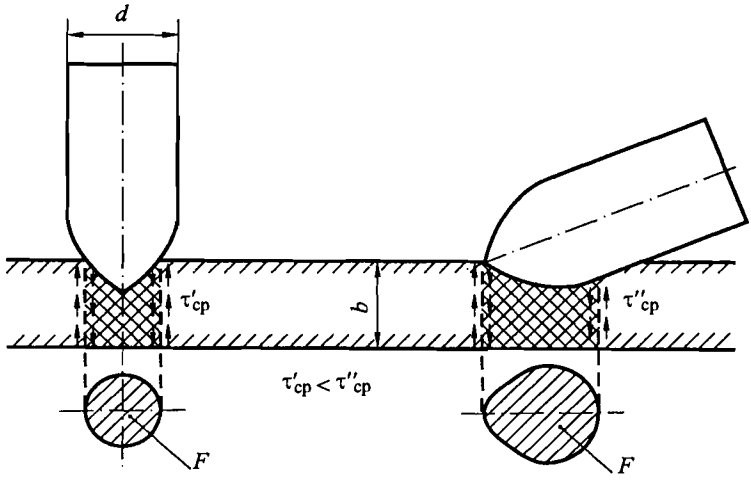


Рис. 3.14. Схема, иллюстрирующая влияние угла встречи на величину касательных напряжений среза пробки

Если проанализировать всю совокупность экспериментальных данных, то можно для оценочных расчетов, не прибегая к вычислениям, считать высоту срезаемой пробки равной 0,8...1,0 среднего диаметра площади контакта в зависимости от механических свойств материала преграды.

Таким образом, на расстоянии 0,8...1,0*d* до тыльной поверхности преграды канал пробоины резко нормализуется, а головная часть сердечника в нем подвергается значительному изгибающему воздействию нормализующего момента. На практике это приводит к изгибу и обламыванию головной части сердечника снаряда на длине, примерно равной калибру сердечника.

Сопротивление преграды при закритических скоростях проникания. Как следует из проведенного анализа, переход в закритическую область скоростей проникания приводит к возникновению режима, близкого к гидродинамическому, при одинаковом уровне сопротивления всех слоев преграды. В трудах ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе для определения этого сопротивления предлагается двучленная зависимость вида $p = H_д + k\rho_п u^2$.

Применение этой формулы обеспечивает хорошую сходимость с экспериментальными результатами, если учитывать уменьшение площадки контакта из-за инерционного отрыва материала от головной части, имеющей форму, отличающуюся от конической. С позиций данного исследования величину $H_д$ можно интерпретировать как прочностное давление за фронтом ударной волны. Так как при гидродинамическом обтекании траектории частиц преграды лежат в плоскостях, перпендикулярных направлению движения снаряда, логично предположить, что это давление тождественно давлению расширения цилиндрической полости в неограниченной упругопластической среде, для которого по формуле Р. Хилла получается значение, близкое к $3\sigma_{тд}$.

Таким образом, давление в любых слоях преграды при проникании с закритическими скоростями можно рассчитывать по несколько видоизмененной формуле ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе:

$$p = 3\,\sigma_{тд} + \rho_п u^2 . \qquad (3.26)$$

3.5.3. Влияние угла встречи на сопротивление преграды пробитию

Результаты проведенного в разд. 3.5.1 исследования подтверждают сделанное в работах ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе предположение о связи критической скорости проникания со скоростью распространения относительно больших пластических деформаций и о влиянии режима проникания на роль краевых эффектов в силовой картине процесса взаимодействия.

Если принять для количественной и качественной оценки сферизацию деформации материала преграды при пробитии снарядом, то краевые эффекты можно трактовать как результат взаимодействия зоны пластических деформаций, окружающей головную часть снаряда, со свободными от напряжений поверхностями преграды, в частности, лицевой и тыльной.

Ослабляющее влияние близости свободной поверхности начинает проявляться с момента выхода внешней границы зоны пластических деформаций на эту поверхность и усиливается по мере приближения к ней головной части снаряда. Очевидно, что опережение границей пластических деформаций головной части снаряда может иметь место только при докритических скоростях, когда наблюдается квазистатический характер распределения напряжений и деформаций. В этом случае сопротивление внедрению снаряда в направлении тыльной поверхности начинает падать еще до момента выхода на нее головной части (на расстоянии около двух калибров снаряда). Наоборот, при закритических скоростях проникания снаряд «не чувствует» свободной поверхности даже в непосредственной близости от нее. Соответственно, в зависимости от режима проникания имеют место различные законы сопротивления преграды: если при $V_n < V_{n1}$ достаточное приближение обеспечивают квазистатические методы расчета удельных сопротивлений, то при $V_n < V_{n2}$ справедлива только двучленная формула ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе.

Краевые эффекты при угловом взаимодействии приобретают бо́льшую значимость, чем при нормальном. Сравним условия деформирования металла преграды конечной толщины при нормальном и угловом взаимодействии со снарядом, имеющим оживальную головную часть.

Из рис. 3.15, *а* ясно, что если скорость проникания снаряда такова, что ее нормальные компоненты на всей поверхности головной части меньше критической скорости, то при одинаковой глубине внедрения при угловом взаимодействии сопротивление прониканию в направлении тыльной поверхности меньше сопротивления внедрению по нормали. Это имеет место, поскольку давление на поверхности головной части при внедрении по нормали можно отождествлять с давлением расширения сферической полости в бесконечной среде, а при внедрении под углом такое состояние возникает лишь под некоторой долей поверхности головной части, под остальной же поверхностью деформирование аналогично расширению сферической оболочки, которое характеризуется меньшим уровнем давлений.

Представляет интерес случай, когда снаряд имеет такую скорость проникания, что ее нормальные компоненты на некотором участке поверхности головной части превышают критическую скорость. Если при внедрении по нормали к тыльной поверхности краевой эффект отсутствует, так как пластические деформации локализуются непосредственно у контактной поверхности, имеющей закритические нормаль-

ные компоненты скорости перемещения, то при ударе снаряда под углом (рис. 3.15, 6), в силу того что контакт с броней осуществляется по участку головной части снаряда, имеющему докритические нормальные скорости, с самого начала соударения образуется развитая пластическая зона, простирающаяся на толщину преграды не менее 1,75–2,0 калибров снаряда.

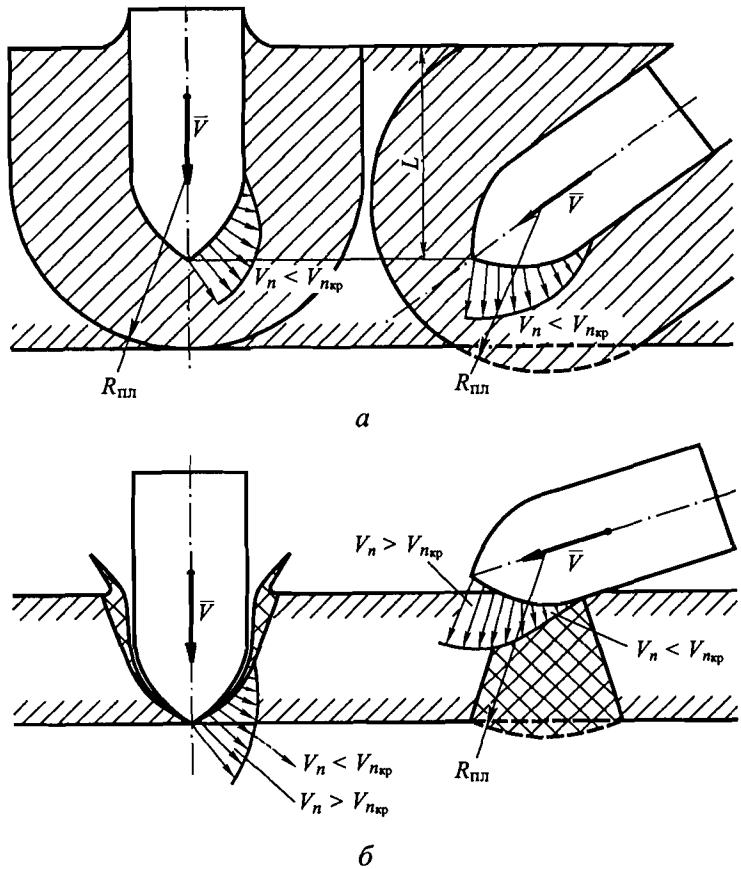


Рис. 3.15. Схемы, иллюстрирующие влияние угла встречи А скорости проникания на деформационную картину процесса взаимодействия снаряда с преградой конечной толщины:

а — нормальные компоненты скорости проникания меньше критической; *б* — нормальные компоненты скорости проникания части поверхности головной части снаряда больше критической (R, — радиус распространения зоны пластических деформаций)

Таким образом, если толщина преграды меньше указанной, то при соударении под большими углами ослабляющее действие тыльной поверхности начинает проявляться практически сразу, тогда как при малых γmax встречи снаряд пробивает преграду, как слой полубесконечности, при постоянном уровне прочностного сопротивления по всей толщине; при этом уровень полного сопротивления в 2 раза и более выше, чем при соударении под большими углами. Если толщина преграды при больших γmax встречи такова, что пробка образуется с самого начала соударения (согласно экспериментальным данным, при $b/d \approx 0{,}8$), снаряд по сравнению с пробитием под малыми углами энергию практически не теряет. Строго говоря, при косом пробитии по сравнению с взаимодействием по нормали даже образование пробки имеет существенные отличия: трещина среза сначала образуется под вершиной головной части снаряда (рис. 3.16), затем в результате развития этой трещины под головной частью снаряда происходит частичный срез тыльного слоя по периметру контактной поверхности с последующим его отгибанием и отрывом.

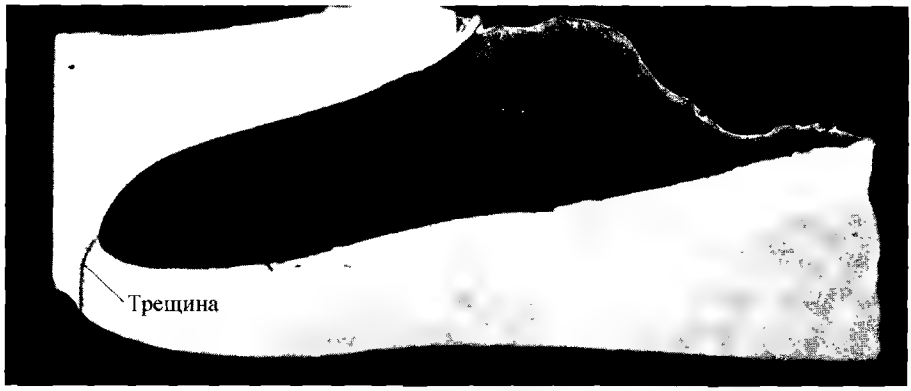


Рис. 3.16. Характер поражения брони при $V_{\text{пкп}}$ в условиях обстрела БПС с карбидовольфрамовым сердечником под углом 60°

Таким образом, исходя из проделанного анализа, можно заключить, что удар снаряда по преграде боковой поверхностью оживальной головной части равнозначен либо притуплению снаряда, либо уменьшению относительной толщины преграды.

3.5.4. Универсальный закон сопротивления прониканию

Суть результатов вышеприведенного анализа сводится к следующему. При нормальной составляющей скорости (V_n) перемещения контактной поверхности, равной $0{,}63\sqrt{p/\rho_п}$ (p — давление в заданной точке контактной поверхности), на внешней границе зоны больших пластических деформаций начинает образовываться волна сдвиговых деформаций. Данный момент соответствует началу перехода в закритический диапазон скоростей проникания. С увеличением этих скоростей волна пластической деформации образуется все ближе к контактной поверхности, пока при достижении $V_n = \sqrt{p/\rho_п}$ полностью на нее не «сядет». Это момент полного перехода в область закритических скоростей проникания, когда процесс обтекания головной части бойка материалом преграды приближается к гидродинамическому.

При докритических скоростях проникания вокруг головной части снаряда формируется область больших пластических (сдвиговых) деформаций, по форме близкая к сферической, внешняя граница которой далеко (на 5–6 калибров снаряда) опережает головную часть. В этих условиях сопротивление преграды становится «чувствительным» к наличию вблизи головной части свободных (лицевой, тыльной, боковых) поверхностей, так как с момента выхода внешней границы зоны больших пластических деформаций на указанные поверхности давление сопротивления начинает убывать.

Таким образом, в наиболее общем случае проникания жесткого снаряда с оживальной головной частью в преграду конечной толщины под определенным углом встречи давление в каждой точке головной части снаряда будет различаться и зависеть как от степени ее заглубления в преграду, так и от ориентации элементарной площадки на поверхности головной части относительно свободных поверхностей. Именно этим объясняется непрямолинейность траектории пробития под углом: на этапе входа в преграду (до начала «закусывания») снаряд испытывает денормализующие усилия, стремящиеся «вытолкнуть» его из брони (частичный или полный рикошет). Затем после полного заглубления, если толщина преграды превышает радиус зоны пластической деформации, траектория выпрямляется. С момента начала падения давления под участками головной части снаряда, ориентированными к тыльной поверхности, особенно на конечных этапах пробития, когда начинается срез пробки, снаряд разворачивается в сторону нормали к тыльной поверхности.

Для корректного определения границ скоростных режимов проникания и сил сопротивления при компьютерном моделировании в каждый момент времени рассчитывается искомая функция $p = p(h, \alpha)$, где h — глубина внедрения снаряда.

В последние годы в инженерных расчетах используются два подхода к определению прочностной составляющей сопротивления преграды: на базе решения задачи о проникании жесткого штампа в жесткопластическую среду с использованием метода плоскостей скольжения [3.11] и на базе решения В.М. Пучковым задачи о расширении сферической полости в упругопластической среде.

Подход, основанный на методе плоскостей (в трехмерном случае — поверхностей) скольжения, дает возможность определять давление в произвольных точках головной части снаряда в зависимости от ее ориентации относительно лицевой k_1 тыльной поверхностей преграды, т. е. учитывать, помимо глубинного, еще и краевые эффекты. Указанный метод дает значения сопротивления проникаию бойков с конической (90°) и полусферической формами головных частей, равные примерно $3\sigma_{тд}$ для лицевых слоев и $(3{,}8...4{,}0)\sigma_{тд}$ — для глубинных, что хорошо согласуется с экспериментальными данными.

Достаточно плодотворным является и второй подход, особенно для анализа проникания срабатывающихся сердечников БПС, когда картина деформирования в области контактной поверхности наиболее близка к сферической. На базе теории расширения сферической и цилиндрической полостей представляется возможным физически интерпретировать понятия «удельная работа вытеснения объема» и «динамическая твердость». Для этого необходимо проанализировать поля перемещений частиц стальной преграды при различных скоростях проникания, наблюдаемые экспериментально.

Анализ меридиональных разрезов с глубоким травлением шлифов показывает, что при сравнительно невысоких (докритических) скоростях проникания в глубинные слои преграды движение частиц металла происходит по нормали к контактной поверхности, а картина деформирования близка к сферической. Это дает основание интерпретировать удельную работу вытеснения объема в глубинных слоях как давление расширения сферической полости в неограниченной упругопластической среде, определяемое по формуле (3.4) [3.5]. При расчете по этой формуле получают значение $(3{,}6...3{,}8)\sigma_{тд}$.

Деформационная картина в лицевых слоях несколько иная: частицы, примыкающие к контактной поверхности, движутся ортого-

нально к ней, а по мере удаления от нее отклоняются в сторону лицевой поверхности; в целом же осредненные траектории частиц близки к траекториям движения в плоскостях сечения кругового цилиндра с осью, совпадающей с осью бойка. Расчет давлений для случая расширения цилиндрической полости в броневой стали по формуле $p = \frac{\sigma_{тд}}{\sqrt{3}}\left[1 + \ln\frac{\sqrt{3}E}{(5-4\nu)\,\sigma_{тд}}\right]$ дает значение около $3\sigma_{тд}$ [3.5].

Очевидно, что еще большее приближение к траекториям движения в плоскостях кругового цилиндра имеют траектории частиц материала преграды при проникании с закритическими скоростями, когда деформациями охвачена лишь очень узкая пограничная область материала преграды, «обтекающая» контактную поверхность. Остальная часть металла, не вовлеченная в движение, как бы раздвигается в стороны. Здесь следует отметить, что в плоскостях разрезов по поражениям, тем не менее, всегда будет наблюдаться квазистатический характер распределения деформаций вокруг каверны даже в тех случаях, когда процесс пробития заведомо происходит в закритическом скоростном режиме. Это объясняется тем, что поверхность каверны сама формирует вокруг себя квазистатическое поле деформаций, скрадывая истинную деформационную картину в процессе пробития.

Таким образом, динамическую твердость можно интерпретировать как прочностное сопротивление преграды за фронтом волны сдвиговых деформаций при закритических скоростях проникания, тождественное давлению расширения цилиндрической полости в материале преграды, что обусловлено раздвижением в стороны не вовлекаемых в поступательное движение частиц преграды. Это дает возможность закладывать в расчеты корректные значения динамической твердости, не прибегая к ее экспериментальному определению, а зная лишь динамический предел текучести, определение которого не содержит в себе таких трудностей, как определение $H_д$. 1/13 анализа также становится понятным факт совпадения величин $H_д$ и $a_л$ @ несмотря на их разную физическую природу: и в том и в другом случае картина обтекания близка к гидродинамической, а прочностное сопротивление — к давлению расширения цилиндрической полости.

Проведенный анализ подтверждает правомерность модели, предложенной ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе, в частности, предположение о связи критической скорости со скоростью перемещения области пластических деформаций, устраняя вместе с тем имевшиеся в ней неясности.

Суммируя полученные результаты, скорректированный закон сопротивления можно записать в следующем виде:

для докритического режима

$$p = p(h,\alpha), \quad V_n < 0{,}63\sqrt{\frac{p(h,\alpha)}{\rho_п}};$$

для закритического режима

$$p = 3\sigma_{тд} + \rho_п V_n^2, \quad V_n > \sqrt{\frac{p(h,\alpha)}{\rho_п}};$$

для переходного режима

$$p = p(h,\alpha) + 3\sigma_{тд}\frac{V_n - V_{n_1}}{V_{n_2} - V_{n_1}}, \quad 0{,}63\sqrt{\frac{p(h,\alpha)}{\rho_п}} \le V_n \le \sqrt{\frac{p(h,\alpha)}{\rho_п}}.$$

Здесь V_{n_1}, V_{n_2} — нормальные компоненты скорости проникания, соответствующие нижней и верхней границам переходного режима; (h, α) — давление в центре заданной элементарной площадки головной части снаряда как функция от ее ориентации (глубины, угла наклона) относительно преграды.

Значения давления в переходном режиме проникания получены линейной интерполяцией путем несложных выкладок, которые здесь опущены.

Адекватность разработанной модели была проверена сравнением расчетной и экспериментальной кривых защищающих толщин стальной брони при обстреле карбидовольфрамовыми сердечниками 100- и 122-мм отечественных БПС 3БМ7 и 3БМ11. Помимо расчетов по предлагаемой модели, были проведены аналогичные расчеты на базе других законов сопротивления, подробное описание которых приведено в статье М.М. Арапова, В.А. Григоряна, И.И. Терехина и других. Сопоставление зависимостей (рис. 3.17) выявило бóльшую (разница не более 3 %) сходимость результатов расчетов по предлагаемой модели с экспериментальными результатами, чем с использованием других законов.

Важной особенностью предлагаемого закона сопротивления является его универсальность. В частности, в отличие от формул, предложенных ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе, он дает возможность проводить расчет всего процесса проникания при любых углах встречи в любых слоях преград конечной толщины. Основополагающей здесь является функция $p = p(h, \alpha)$, которая, как указывалось выше, может опреде-

ляться на базе одного из двух подходов — решения задачи о проникании штампа и решения задачи о расширении сферической полости.

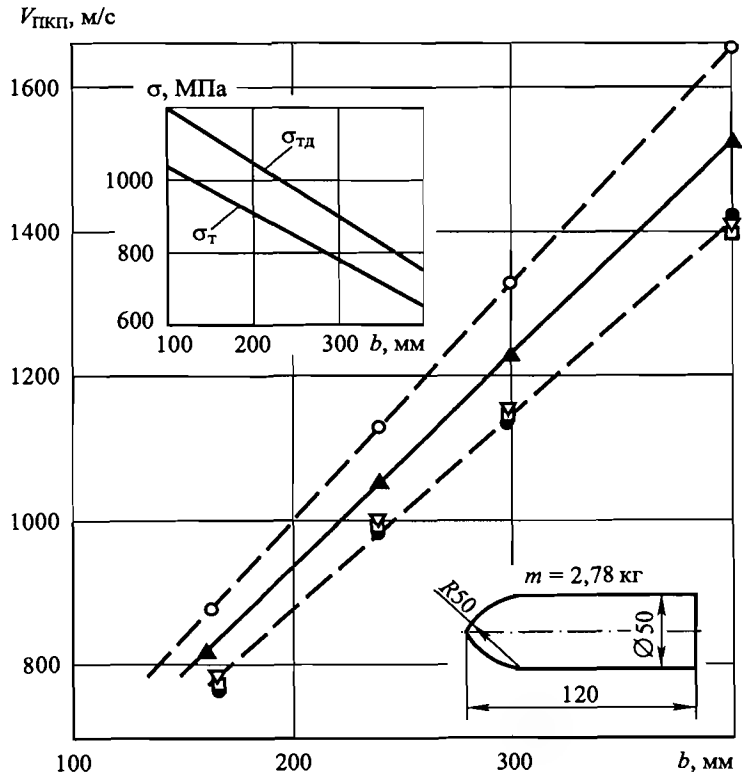


Рис. 3.17. Сравнение расчетных результатов стойкости брони, получаемых при использовании различных законов сопротивления, с экспериментальными данными по стойкости при воздействии БПС с карбидовольфрамовыми сердечниками 100-мм 3БМ8 и 122-мм 3БМ7 и 3БМ11:

— — зависимость средней фактической стойкости;

▲ — расчет по предлагаемому (трехрежимному) закону;

○ — расчет по закону $p = p(h,\alpha) + \rho_п V_п^2$ во всем диапазоне скоростей;

□ — расчет по закону $p = \begin{cases} p(h,\alpha) \\ p(h,\alpha) + \rho_п V_п^2 \end{cases}$ при $V_{кр} = \sqrt{\dfrac{p(h,\alpha)}{\rho_п}}$;

▽ — расчет по закону $p = \begin{cases} p(h,\alpha) \\ 3\sigma_{тд} + \rho_п V_п^2 \end{cases}$ при $V_{кр} = \sqrt{\dfrac{p(h,\alpha)}{\rho_п}}$;

● — расчет по закону $p = \begin{cases} p(h,\alpha) \\ p(h,\alpha) + \rho_п V_п^2 \end{cases}$ при $V_{кр} = \sqrt{\dfrac{НВ}{\rho_п}}$

Каждый из этих подходов имеет свои преимущества и недостатки. В частности, первый подход дает более точные решения при любых положениях снаряда в преграде, позволяет корректно разделять преграду на лицевые, глубинные, тыльные, переходные слои, прогнозировать высоту и форму выбиваемой пробки. Вместе с тем он требует достаточно сложных предварительных расчетов с построением номограмм и введением в ЭВМ значительного объема начальных данных. Второй подход оказывается плодотворным для предварительных экспресс-расчетов, кроме того, в ряде случаев позволяет достаточно четко трактовать результаты взаимодействия.

Таким образом, оба подхода, в принципе, взаимно дополняют друг друга. Первый подход, базирующийся на решении А.Ю. Ишлинского и впервые предложенный В.М. Пучковым, а в дальнейшем развитый М.М. Араповым, был использован в диссертационной работе В.А. Григоряна для анализа поведения твердосплавных сердечников БПС на разнесенных преградах. Второй подход, базирующийся на решении р. Хилла, был впервые предложен также В.М. Пучковым и в дальнейшем использован рядом исследователей, в том числе в диссертационных работах И.И. Терехина и О.Е. Ячника, при разработке инженерных методик расчета проникания жестких и срабатывающихся снарядов в броню.

Основу современных инженерных методик расчета на ЭВМ составляют процедуры и алгоритмы, предложенные в трудах МГТУ им. Н.З. Баумана группой исследователей (М.М. Арапов, В.А. Ben-данов, А.М. Ручко и @.) под руководством Ю.В. Хайдина.

3.6. Кинетика процесса взаимодействия различных поражающих элементов с монолитной броней

3.6.1. Расчет проникания твердосплавного сердечника бронебойного подкалиберного снаряда

Инженерная модель и разработанная на ее основе методика применительно к задаче проникания жестких неразрушающихся снарядов в металлические броневые преграды изложены в работе [3.10].

Подход, использованный в указанной методике, заключается в решении системы уравнений пространственного или плоского движения недеформирующегося снаряда в преграде под действием сил и моментов, информация для определения которых вводится в ЭВМ на основе предварительного исследования удельных сопротивлений преграды

проникаю. Для случая плоского движения снаряда система уравнений имеет вид

$$\begin{cases} m(\dot{V}_{цx} + \omega_x V_{цz}) = p_x, \\ m(V_{цy} - \omega_y V_{цx}) = p_z, \\ J_э \omega_y = M_y, \\ X_{цн} = V_{цx}\cos\theta + V_{цz}\sin 8, \\ Z_{цн} = V_{цx}\sin 8 + V_{цz}\cos 8, \\ \omega_y = \theta\cos\theta, \end{cases} \tag{3.27}$$

где $V_{цx}$, $V_{цy}$, $V_{цz}$, ω_x, ω_y, p_x, p_z, M_y — проекции вектора скорости центра масс ($\overline{V}_ц$), угловой скорости ($\overline{\omega}$), главного вектора внешних сил ($\overline{p}$) и главного момента внешних сил ($\overline{M}$) соответственно на осн связанной со снарядом системы координат *OXYZ*; $J_э$ — экваториальный момент инерции; θ — угол Эйлера, определяющий угловое положение снаряда в преграде.

Силовые факторы, стоящие в правых частях первых трех уравнений системы (3.27), определяются суммированием проекций элементарных сил и их моментов по поверхности контакта снаряда с преградой. Для этого поверхность снаряда условно делится на малые элементы, в центре каждого из которых определяются указанные факторы:

$$\begin{cases} \overline{p} = \sum\limits_{i=1}^{N} \int\limits_{s_{ki}} (\sigma_n \overline{n}_i + \sigma_\tau \overline{\tau}_i) ds_i, \\ \overline{M} = -\sum\limits_{i=1}^{N} \int\limits_{s_{ki}} \overline{\rho}_i (\sigma_n \overline{n}_i + \sigma_\tau \overline{\tau}_i) ds_i, \end{cases} \tag{3.28}$$

где σ_n, σ_τ — нормальное и касательное напряжения; $\overline{n}_i$, $\overline{\tau}_i$ — единичные векторы нормали и касательной в рассматриваемой i-й поверхности снаряда; ds_i — элемент площади (площадка); s_{k_i} — площадь контакта i-й площадки с преградой; $\overline{\rho}_i$ — радиус-вектор точки.

Форма снаряда при записи сил и моментов в (3.28) учитывается выражениями текущих радиусов r_i, определяющих радиусы-векторы $\overline{\rho}_i$ центров площадок, элементов площадок ds_i и проекций вектора нормали $\overline{n}_i$ на осн связанной системы координат.

3.6.2. Расчет проникания срабатывающегося сердечника бронебойного подкалиберного снаряда

Математическая модель расчета проникания срабатывающегося сердечника в монолитную броню, являющаяся частью модели взаимодействия этого вида сердечника с комбинированной броней, изложена в гл. 5, разд. 5.4.2.

3.6.3. Расчет проникания кумулятивной струи

Известные расчетные модели, описывающие действие кумулятивного заряда, по физической постановке и уровню математического аппарата различаются довольно существенно: от аналитического решения интегральных законов сохранения массы и энергии до численного решения нестационарных задач механики сплошной среды в двумерной или трехмерной постановке. Для решения инженерных задач, связанных с поиском облика оптимальных решений по конструкции противотанкового кумулятивного боеприпаса или по определению основных характеристик противокумулятивной защиты, достаточно эффективными являются инженерные методики, построенные на адекватной физической модели описываемых процессов.

Рассмотрим один из возможных подходов к описанию функционирования кумулятивного заряда, хорошо зарекомендовавших себя при решении многих практических задач [3.11].

Методика расчета функционирования и действия кумулятивного заряда по монолитным и комбинированным преградам, изложенная в [3.11], базируется на последовательном решении следующих самостоятельных задач:

– описание процесса метания кумулятивной облицовки под действием продуктов детонации заряда взрывчатого вещества (ВВ);

– определение начальных кинематических, массовых и энергетических параметров кумулятивной струи;

– описание процесса удлинения и разрыва кумулятивной струи при ее движении;

– расчет взаимодействия кумулятивной струи с монолитной преградой и преградой, состоящей из отдельных слоев.

Задача об обжатии кумулятивной облицовки продуктами детонации в общем случае относится к классу двумерных нестационарных задач газовой динамики. В рассматриваемой методике давление $p(t)$, действующее на контактной поверхности, определялось в квазидвумерном

приближении на основе суперпозиции аналитических решений ряда одномерных задач [3.12]:

– об отражении детонационной волны от жесткой стенки;

– об истечении сильно сжатого газа в пустоту;

– об отражении центрированной волны разрежения от жесткой стенки;

– о метании тела продуктами детонации;

– о схождении к оси сильных ударных и детонационных волн.

При этом материал облицовки считался идеальной несжимаемой жидкостью.

В качестве уравнения состояния продуктов детонации использовалась изоэнтропа вида $p = k\rho^3$, где p — давление в продуктах детонации; k — коэффициент пропорциональности; ρ — плотность продуктов детонации.

Использование аналитических решений обеспечивает достаточную точность и быстроту счета. Параметры процесса схлопывания кумулятивной облицовки рассчитываются численным интегрированием уравнения движения

$$M\frac{dW}{dt} = p(t)S(t),$$

где M, W, $S(t)$ — соответственно масса, скорость и площадь поверхности элемента кумулятивной облицовки в момент времени t; $p(t)$ — давление, действующее на элемент кумулятивной облицовки с площадью поверхности $S(t)$.

Величина $p(t)$ определяется произведением начального давления $p(\psi, 0)$ на абсолютно жесткой стенке при падении на нее детонационной волны под углом ψ и коэффициентов $k_t, k_{дв}, k_{ос}, k_{вр}$, являющихся функциями от текущих значений времени, геометрических и кинематических характеристик описываемого процесса [3.13]. Указанные коэффициенты находят на основе ряда известных аналитических решений газовой динамики:

$$p(t) = p(\psi, 0)k_t k_{дв} k_{ос} k_{вр}.$$

Начальное давление рассчитывают по формуле

$$p(\psi, 0) = p(0)\left(1 + \frac{37}{27}\cos^2\psi\right),$$

где $p(0)=\frac{\rho_0 D^2}{4}$ — давление в точке Чепмена — Жуге (ρ_0 и D — плотность и скорость детонации ВВ).

Коэффициент k_t описывает изменение во времени давления на жесткой стенке до момента прихода боковой волны разрежения,

$$k_t=\left[\left(1-\frac{2}{3}\frac{\psi}{\pi}\right)\frac{t_0}{t}+\frac{2}{3}\frac{\psi}{\pi}\right]^3,$$

где t_0 — время прихода детонационной волны к соответствующему элементу облицовки от момента инициирования; t — текущее время.

Коэффициент $k_{дв}=1-\frac{W(t-t_0)-\Delta X}{Dt_0}$ — функция изменения давления вследствие движения метаемого элемента кумулятивной облицовки, определяемая текущими значениями его перемещения ΔX, скорости W и времени t. Этот коэффициент получен путем сравнения законов изменения давления на абсолютно жесткой стенке и на поверхности метаемого тела при нормальном падении детонационной волны.

Одной из характерных особенностей кумулятивных зарядов является применение в них инертных вкладышей («линз»), формирующих сходящуюся к оси детонационную волну, на фронте которой параметры могут существенно возрастать. Скорость распространения и давление в зоне фокусировки сходящейся детонационной волны описываются соотношениями [3.14, 3.15]:

$$D\approx\overline{R}^{(\beta-1)/\beta},\qquad p\approx\overline{R}^{2(\beta-1)/\beta},$$

где $\overline{R}=\frac{R_0}{R_0-R_t}$ — безразмерный показатель, определяемый начальным радиусом инициирования R_0 и текущим значением радиуса фронта R_t. Значение коэффициента $\beta = 0{,}683$ для случая точечной симметрии и $\beta = 0{,}81$ для осесимметричного случая.

С учетом результатов численных решений при изменении значения R от 10 до 50 и угла отклонения направления распространения фронта детонационной волны от перпендикуляра к оси заряда θ была получена аппроксимирующая зависимость для расчета скорости сходящейся детонационной волны:

$$D_{\text{ф}} = D\left[\cos^2\theta + \left(1 + 0{,}133\sqrt{\frac{R_0}{R} - 1}\right)^2 \sin^2\theta\right]^{1/2}$$

Таким образом, для элементов кумулятивной облицовки с радиусом меньше радиуса линзы R_0 в зависимость $p(t)$ вводится сомножитель $k_{\text{ос}}$:

$$k_{\text{ос}} = \cos^2\theta + \left(1 + 0{,}133\sqrt{\frac{R_0}{R} - 1}\right)^2 \sin^2\theta.$$

Вследствие неодномерности процесса расширения продуктов взрыва необходимо учитывать спад давления после прихода боковой волны разрежения к поверхности облицовки. С учетом переменной скорости распространения волны разрежения время прихода ее к поверхности облицовки определяется соотношением

$$t_{\text{б}} = t_0\left[1 + 1{,}43\frac{y}{Dt_0} + 0{,}43\left(\frac{y}{Dt_0}\right)^2\right],$$

где $y = \frac{t_0 D}{2}\ln\left(\frac{t_0}{t}\right) + \frac{D}{4}(t - t_0)$ — расстояние, проходимое волной разрежения к моменту времени t от момента t_0, соответствующего приходу детонационной волны к рассматриваемому сечению заряда. В предположении, что при $t > t_0$ снятие нагрузки на облицовке адекватно действию центрированной волны разрежения у жесткой стенки, функция, учитывающая влияние боковой волны разрежения, имеет вид

$$k_{\text{вр}} = \left(\frac{t_{\text{б}} - t_0}{t - t_0}\right)^3.$$

Численным интегрированием уравнения движения для любого элемента облицовки определяют его положение в функции времени, текущее значение скорости обжатия W м угол схлопывания. Тогда параметры соответствующего элемента кумулятивной струи можно рассчитать по зависимостям гидродинамической теории кумуляции:

$$V_{\text{с}} = \boldsymbol{W}\frac{\cos(\text{a} + \text{y} - \varphi/2)}{\sin(\varphi/2)},$$

$$r_c = \sqrt{(2r - \delta\cos\alpha)\delta}\sin(\varphi/2),$$

$$m_c = m\sin^2(\varphi/2),$$

где V_c, r_c, m_c — соответственно скорость, радиус и масса элемента струи; **а, φ,** $\gamma = \arcsin\left(\frac{W}{2D}\sin\psi\right)$ — начальный **угол** раствора конической облицовки, угол ее схлопывания и угол отклонения вектора скорости обжатия от нормали к поверхности облицовки.

На рис. 3.18 для одного из лабораторных зарядов приведены расчетные значения давления, действующего на поверхности различных участков кумулятивной облицовки в процессе ее обжатия.

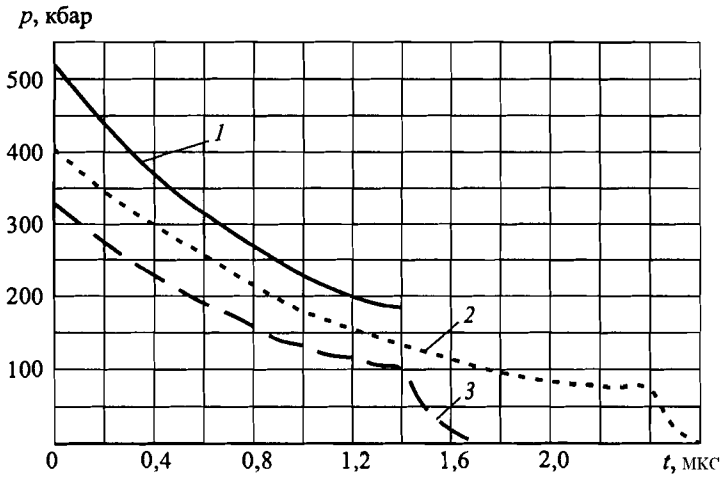


Рис. 3.18. Распределение давления на поверхности кумулятивной облицовки лабораторного кумулятивного заряда диаметром 50 мм:
1 – 3 — соответственно вершина, средняя часть и основание кумулятивной облицовки

Вследствие малого значения диаметра облицовки в вершине процесс ее схлопывания заканчивается до момента прихода боковой волны разрежения. Резкий излом на кривых для средней части и основания кумулятивной облицовки соответствует моменту прихода боковой волны разрежения.

В изложенной выше математической модели исходной информацией для расчета являются геометрические характеристики кумулятивного заряда, плотности ВВ и облицовки, а также скорость детонации ВВ. Сравнение результатов расчетов кинематических характеристик кумулятивной струи с экспериментальными данными показало удовлетворительную точность расчетов: абсолютная погрешность значения скорости кумулятивной струи не превышает 200...300 м/с, что составляет не более 3 % для головных частей струи и не более 10 % — для хвостовых. Кроме того, можно отметить качественно правильное описание влияния параметров линзового узла, характеристик ВВ на кинематические параметры струи и бронепробивное действие кумулятивного заряда. Расхождение результатов по пробивному действию как для гомогенных, так и для комбинированных преград не превышает 10...15 %. На рис. 3.19, 3.20 приведены некоторые расчетные и экспериментальные результаты.

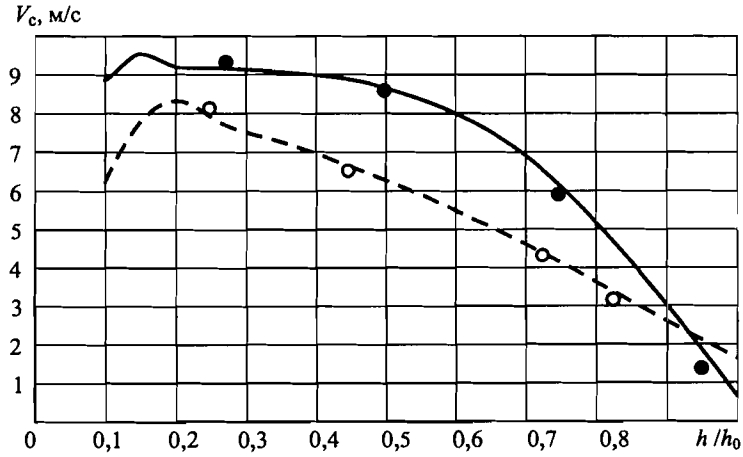


Рис. 3.19. График изменения скорости кумулятивной струи V_c по длине облицовки (h — расстояние от вершины облицовки до элемента, h_0 – общая высота облицовки) для зарядов с углом раствора конуса 25° (—— — расчет; • — эксперимент) и 75° (— - — расчет; ○ — эксперимент)

Динамика растяжения и разрыва кумулятивной струи описывалась с использованием приведенных выше эмпирических данных. Для расчета предельного удлинения кумулятивной струи из материалов, для которых отсутствуют экспериментальные значения коэффициентов

предельного удлинения, можно воспользоваться соотношением, пс ченным на основе численных расчетов:

$$n_{\text{пр}} = 5{,}38\left[\frac{\rho_c (\text{grad}V_c)^2 r_c^2}{Y_0}\right]^{0{,}39},$$

где ρ_c, V_c, r_c —плотность, скорость и радиус струи соответствен Y_0 — динамический предел текучести материала струи (для меди струи, характеризующейся высокими значениями скорости дефор рования, температуры и большими деформациями, Y_0 = 0,2 ...0,46 ГПа, для ниобиевой струи Y_0 = 0,28...0,32 ГПа).

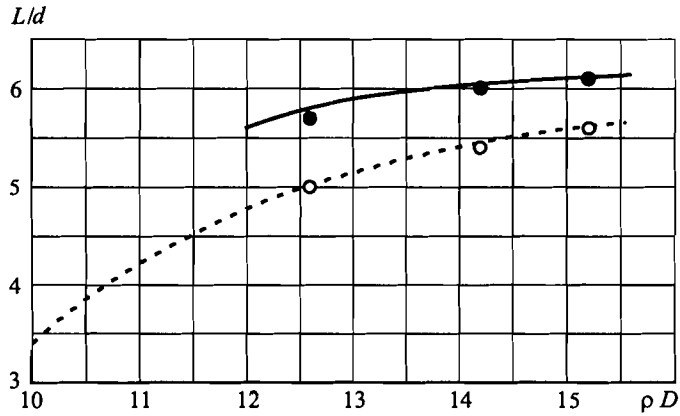


Рис. 3.20. Расчетные и экспериментальные данные по влиянию мощности ВВ (произведение плотности и скорости детонации) на бронепробитие лабораторного кумулятивного заряда с углом раствора конуса 60° (—— — расчет; • — эксперимент) и 45° (– – · — расчет; ○ — эксперимент). Здесь *L/d* — бронепробивное действие, выраженное в калибрах заряда; ρ и *D* — плотность и скорость детонации ВВ соответственно

Рассчитанные по приведенной зависимости значения предельн удлинения отличаются от экспериментальных не более чем на 20 что дает основание для их практического использования. Началь длина элемента струи, из которого образуется соответствующий уч ток разорванной струи, определяется соотношением

$$l_0 = 0{,}65\left[\frac{\rho_c (\text{grad}V_c)^2 r_c^2}{Y_0}\right]^{-0{,}5},$$

откуда следует, что перепад скорости на начальной длине струи выражается соотношением

$$\Delta V_c = (\mathrm{grad} V_c) l_0 = 0{,}65\sqrt{\frac{Y_0}{\rho_c}} = \Delta V_{кр},$$

где $\Delta V_{кр}$ — критический перепад скорости, что соответствует концепции критической массовой скорости [3.18, 3.19]. Общее количество элементов струи после разрыва определяется перепадом скорости между головной и хвостовой ее частями: $n = \dfrac{V_г - V_{хв}}{\Delta V_{кр}}$. При отсутствии информации о динамическом пределе текучести значение критического перепада скорости $\Delta V_{кр}$ может быть определено экспериментально (например, для меди $\Delta V_{кр}$ = 110 м/с, для стали $\Delta V_{кр}$ = 225 м/с, для алюминия $\Delta V_{кр}$ = 135 м/с).

Процесс проникания струи в гомогенную броню рассчитывают с учетом прочности преграды, характеризуемой значением твердости НВ. Диаметр пробоины $D_{пр}$ (переменный по глубине) рассчитывают исходя из условия пропорциональности объема каверны и кинетической энергии E_c соответствующего элемента струи:

$$D_{пр} = K_D\sqrt{\frac{E_c}{L}} = K_D\sqrt{\frac{\pi}{8}} d_c V_c \sqrt[4]{\rho_c \rho_п},$$

где K_D — коэффициент, зависящий от твердости преграды. Определяется исходя из пропорциональности удельной работы кратерообразования (E/U) и твердости преграды НВ: E/U = 3,6 НВ (для стальной бронепреграды средней твердости $K_D = 7/\sqrt{\mathrm{HB}}$); d_c и V_c— диаметр и скорость элемента струи; L — глубина пробития; ρ_c и $\rho_п$ — плотности струи и преграды.

В отличие от ряда методик, позволяющих рассчитать пробивное действие идеального заряда, существенным достоинством изложенной методики является учет реального качества изготовления кумулятивного заряда и его элементов. В диссертационной работе В.М. Маринина были получены экспериментальные данные по определению пробивного действия элементов кумулятивных струй различной скорости и структуры, характеризуемой степенью дискретности разорванных элементов (рис. 3.21).

Физический смысл представленных в этой работе результатов заключается в том, что более скоростные элементы струи дольше сохраняют свою эффективность после разрыва на отдельные элементы.

На основе обобщения экспериментальных данных и анализа фокусных кривых для кумулятивных зарядов различного уровня технологического совершенства было получено соотношение, позволяющее учесть потери эффективности пробивного действия по механизму «намазывания»: $L = L_{\text{гидр}} KF$, где KF — функция, зависящая от структуры (λ) и скорости (V_c) элемента кумулятивной струи, а также от коэффициента (a), обобщенно характеризующего технологическое качество кумулятивного заряда ($KF = 1$ при степени дискретности кумулятивной струи $\lambda < aV_c$; $KF = 1 - (\lambda - aV_c)^2$ при $\lambda > aV_c$).

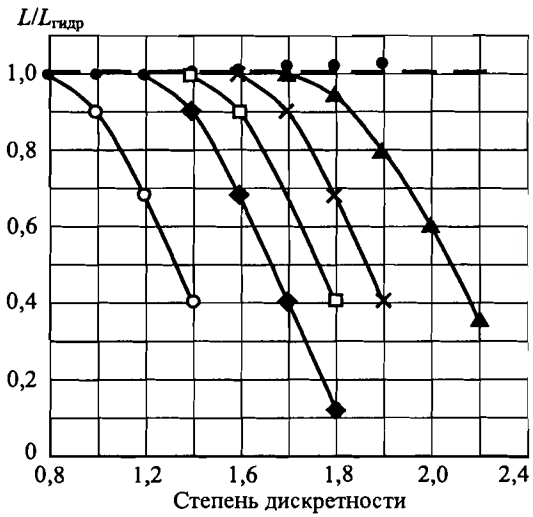


Рис. 3.21. Зависимость относительной бронепробивной способности от структуры и скорости элементов кумулятивной струи:
— — — глубина проникания $L_{\text{гидр}}$, определенная по формуле М.А. Лаврентьева; • — при V_c = 8,4 км/мкс; —▲— при V_c = 5,2 км/мкс; —✕— при V_c = 4,5 км/мкс; —□— при V_c = 3,8 км/мкс; —◇— при V_c = 3,1 км/мкс; —○— при V_c = 2,2 км/мкс

Для кумулятивного заряда обычного качества $a = 1$, для заряда повышенного качества $a = 1{,}5-2{,}0$, для заряда прецизионного изготовления значение этого параметра может достигать 4–5. Введение функ-

ции KF позволяет прогнозировать изменение глубины пробития в зависимости от степени конструктивно-технологического совершенства кумулятивного заряда и анализировать эффективность действия различных элементов кумулятивной струи при изменении условий расположения заряда относительно преграды.

На рис. 3.22 представлены результаты расчетов, иллюстрирующие удельный вклад в пробитие элементов струи, сформированных из различных участков облицовки; при подрыве заряда на расстоянии от преграды, равном трем калибрам, максимальный вклад в пробитие дают участки струи, образованные из элементов облицовки в зоне ее основания. По мере увеличения расстояния до преграды вклад хвостовых элементов уменьшается, и на расстоянии 12 калибров в эффективном поражении преграды участвует менее половины струи, при этом потенциальные возможности головных элементов реализуются полностью.

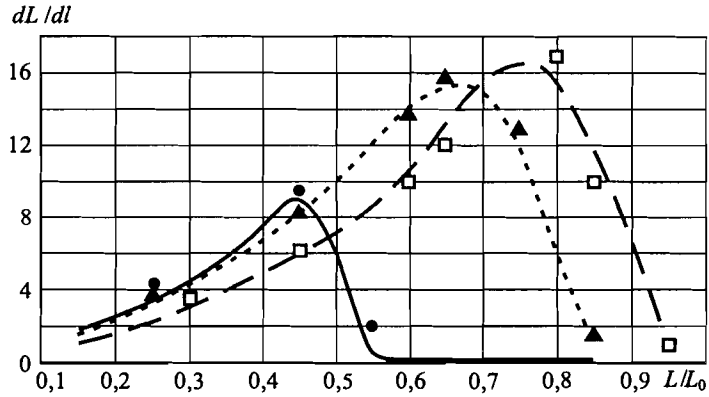


Рис. 3.22. Удельный вклад в глубину пробития элементов струи, сформированных из различных участков облицовки, при подрыве заряда на различных расстояниях: ● — 12d; —— — 12d (расчет); ▲ — 6d; – – – — 6d (расчет); □ — 3d; — — — 3d (расчет)

Представленные результаты иллюстрируют потерю эффективности элементов кумулятивной струи по механизму «намазывания», проявляющемуся вследствие неидеальности кумулятивной струи (отклонения ее элементов от осевой линии заряда, увеличивающегося с расстоянием и после разрыва струи).

Сравнение расчетных и экспериментальных результатов по глубине пробития гомогенной броневой преграды, а также преград из других

материалов типа алюминия показало, что расхождение данных в большинстве случаев не превышает 10 % при достаточно хорошем соответствии диаметральных размеров каверны.

3.7. Снижение бронепробивной способности бронебойного подкалиберного снаряда при наличии угла атаки

Воздействие динамической защиты (ДЗ), а также активной защиты на БПС придают ему угол рассогласования θ между вектором скорости центра массы снаряда $\vec{V}_{уд}$ и его осью симметрии (применяют также термины «угол нутации», «угол атаки»; далее будем применять термин «угол атаки»). Значения угла атаки могут достигать 10...20°. При воздействии пластины блока ДЗ придание угла атаки БПС является одним из поражающих факторов, и следовательно, учет влияния этого угла на бронебойное действие снаряда является актуальной задачей.

При наклонном расположении бронепреграды эффект действия снаряда по цели зависит не только от абсолютного значения угла атаки, но и от ориентации плоскости этого угла. На рис. 3.23 представлена схема взаимодействия удлиненного поражающего элемента (УПЭ) с преградой при наличии угла атаки. Как было указано ранее, угол между осью снаряда и нормалью к преграде — угол встречи α. Угол между вектором скорости $\vec{V}_{уд}$ и нормалью к поверхности — α_0. Соответственно при соударении без угла атаки, т. е. когда $\theta = 0$, $\alpha_0 \equiv \alpha$.

Значение θ в положении УПЭ с «поднятой» головной частью считается отрицательным (увеличение угла встречи $\alpha > \alpha_0$), а с «опущенной» — положительным (уменьшение угла встречи $\alpha < \alpha_0$).

Угол отклонения вектора скорости снаряда от его оси симметрии в плоскости, перпендикулярной плоскости стрельбы, называется углом скольжения. Из теории полета известно, что влияние угла скольжения на баллистические характеристики снаряда существенно ниже влияния угла атаки.

Вопрос о влиянии углов атаки на бронебойное действие удлиненных снарядов исследовался в работах Г.П. Меньшикова и И.В. Соколова, где изучалось взаимодействие ударников из сплава ВНЖ различных удлинений с монолитными бронепреградами при варьировании начальных углов встречи α_0 и с учетом знака угла атаки θ. Результаты этих исследований примем в качестве опорных для дальнейшего анализа.

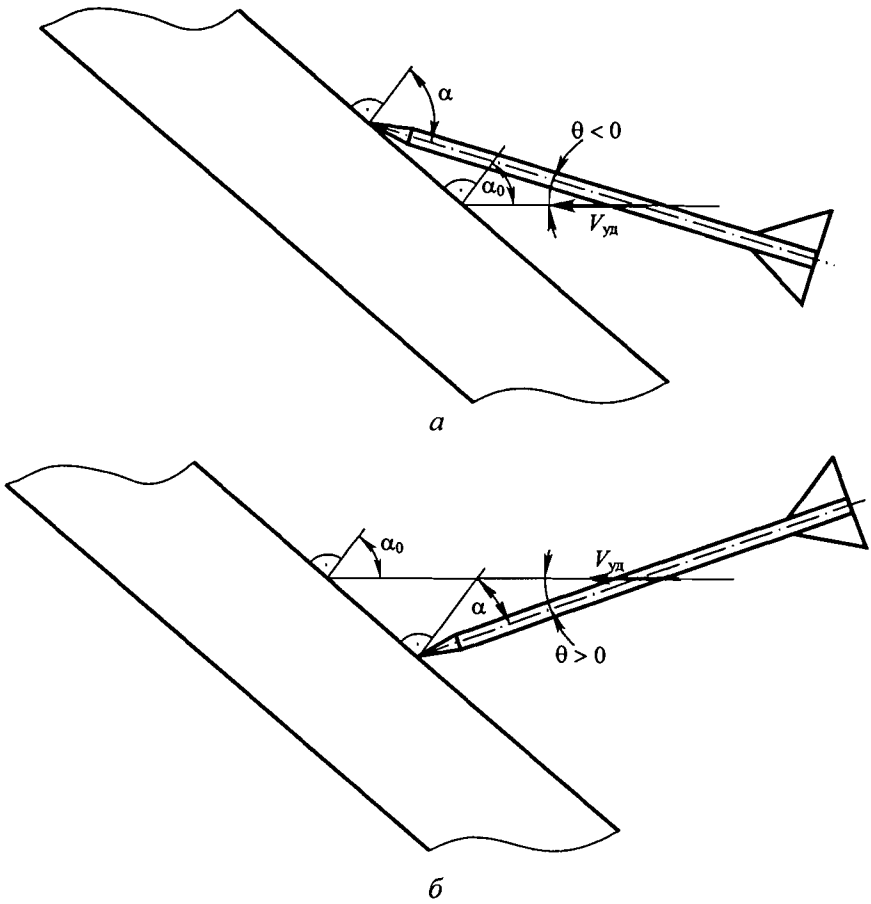


Рис. 3.23. Схема взаимодействия УПЭ с броней при различных углах атаки θ: *а* — угол отрицательный; *б* — угол положительный

В экспериментальных исследованиях использовались три варианта УПЭ, изготовленных из упрочненного сплава ВНЖ со следующими физико-механическими характеристиками: плотность $\rho = 17 \cdot 10^3$ кгм$^{-3}$, предел текучести $\sigma_т = 1{,}3$ ГПа, относительное удлинение $\delta = 2...4$ %. Масса УПЭ $m_0 = 0{,}13$ кг; диаметры $d_0 = 0{,}01$; 0,009; 0,008 м, длины корпуса $l_0 = 0{,}1$; 0,122; 0,155 м. Удлинение корпуса УПЭ $\lambda = l_0/d_0 = 10$; 13,55; 19,375. Обстрел проводился по стальным бронеплитам средней твердости (НВ 3,0–3,2 ГПа) толщиной $b_{пр} = 0{,}04$; 0,05; 0,06 м из лабораторной пороховой баллистической установки калибра 42 мм. Дистанция от среза ствола до преграды составляла около 20 м. Для прида-

ния УПЭ заданного угла атаки подрезали стабилизатор, изготовленный из алюминия в виде конической юбки. Начальный угол встречи в экспериментах составлял $\alpha_0 = 0; 30; 60°$.

Угол атаки θ определяли по двум проекциям УПЭ, расположенным в пересекающихся плоскостях, и фиксировали с помощью двух трубок рентгеноимпульсной установки. Однако этот способ достаточно трудоемок. Анализ опытных данных показал, что, по крайней мере, при углах встречи $0° \le \alpha_0 \le 45°$, при $|\theta| > 2°$ и $\lambda \ge 10$ и угле скольжения $\gamma_0 < 30°$ кратер, формируемый в плите, имеет характерный вид «замочной скважины», отдельные элементы которого определяют опытным путем (рис. 3.24). В работе Г.П. Меньшикова и И.В. Соколова изложена методика определения угла атаки по геометрическим параметрам кратера:

$$\theta = \arcsin\frac{\tilde{a} - \tilde{b}}{\tilde{c}}, \quad \tilde{a} = 4l_0\left(L - \frac{D'}{2}\right)z,$$

$$\tilde{b} = zb\sqrt{4l_0^2 - 4\left(L - \frac{D'}{2}\right)^2 z^2 + b^2 z^2}, \quad \tilde{c} = 4l_0^2 + b^2 z^2,$$

$$z = \sqrt{\cos^2\alpha_0 \cos^2\gamma + \sin^2\alpha_0}, \qquad (3.29)$$

где γ — проекция на поверхность преграды измеряемого в опытах угла скольжения γ_0. При полете УПЭ с углом $\gamma_0 > 30°$ опыт считался несчетным и из анализа исключался. Диапазон скоростей соударения УПЭ с преградой составлял 1100...1600 м/с. В экспериментах достигались углы атаки $|\theta| \approx 20°$. Идентификация поражения преграды проводилась по критерию «пробил — не пробил».

При внесении результатов соударения в поле координат «ударная скорость $V_{уд}$ — угол атаки θ» можно получить огибающую кривую, разделяющую зону непробития и зону пробития. Эта кривая приближенно определяет зависимость $V_{ПСП}$ от угла атаки θ (с учетом его знака) для конкретной соударяющейся пары УПЭ — преграда. Скорость предела сквозного пробития при отсутствии угла атаки $V_{ПСП}(0°)$ определяют по стандартной методике.

Для более наглядного представления результатов соударения УПЭ с преградой целесообразно обрабатывать полученные экспериментальные

данные в координатах $\frac{V_{\text{ПСП}}(\theta)}{V_{\text{ПСП}}(0°)}$ — θ (рис. 3.25), что позволяет определять приращение $V_{\text{ПСП}}$ в зависимости от угла атаки с учетом его знака.

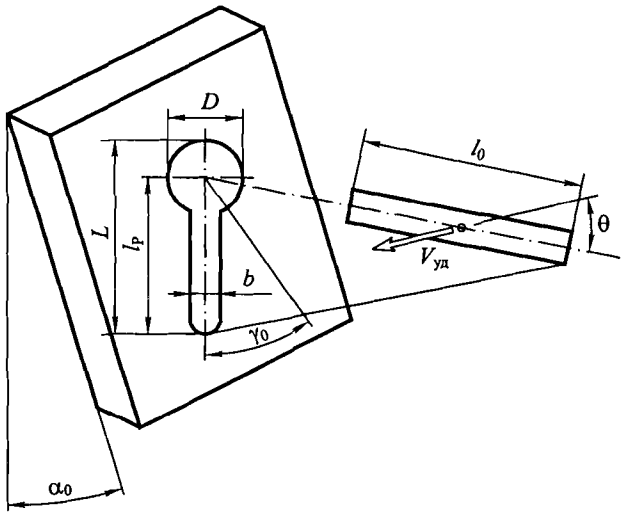


Рис. 3.24. Определение параметров каверны в преграде при ударе снаряда с углом атаки θ

Анализ экспериментальных данных, полученных при варьировании определяющих параметров λ, $b_{\text{пр}}/l_0$, α_0, показывает следующее. При малых значениях угла атаки, меньших некоторого критического значения θ^*, его влияние на повышение скорости предела сквозного пробития $V_{\text{ПСП}}(\theta)$ мало. При $\theta > \theta^*$ влияние угла атаки усиливается пропорционально разности $\theta - \theta^*$ вплоть до значений $\theta = 20°$. Изменение знака угла атаки влияет на значение коэффициента пропорциональности между приращением $V_{\text{ПСП}}(\theta)$ и $\theta - \theta^*$, но качественный вид зависимости $V_{\text{ПСП}}(\theta) = f(\theta)$ сохраняется.

Угол α_0 влияет на значение θ^* не существенно в диапазоне 0...30°. С увеличением α_0 его влияние усиливается. Такая взаимосвязь характеристик процесса соударения указывает на связь значений θ^* с диаметром отверстия в преграде.

Расчет диаметров D каверны в преграде (см. рис. 3.24) и сопоставление их с проекциями длины УПЭ на плоскость, перпендикулярную

направлению удара, показал, что справедливо выражение $l_0 \sin\theta \approx D/2$ (рис. 3.26). Это означает, что если центр тяжести ударника находится в пределах проекций каверны, то ударник, взаимодействуя хвостовой частью со стенками каверны, ориентируется по ней. При этом прирост $V_{\text{ПСП}}$ мал. Слабая зависимость этой скорости от малого угла атаки ($\theta < \theta^*$) объясняется тем, что при ударе УПЭ боковой поверхностью по кромке каверны кроме изгиба стержня возникает момент силы, разворачивающий ударник таким образом, что текущий угол атаки при движении УПЭ в преграде уменьшается и проникание ударника в каверну облегчается.

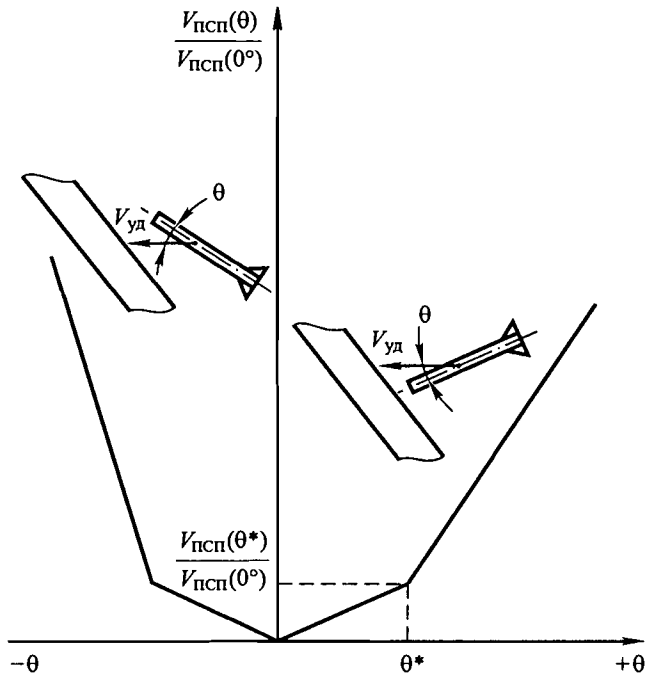


Рис. 3.25. Характер приращения $V_{\text{ПСП}}$ при ударе снаряда с углом атаки θ (ударник выполнен из сплава ВНЖ, удлинение снаряда $\lambda = 10...20$)

Если центр тяжести УПЭ находится за кромкой пробоины (при $\theta > \theta^*$), то удар стержня о кромку вызовет появление момента сил вокруг центра массы ударника, увеличивающего текущее значение угла атаки и препятствующего внедрению УПЭ. При этом увеличение угла атаки вызывает более быстрое возрастание $V_{\text{ПСП}}$, нежели при малых

углах атаки. Такое объяснение делает очевидным тот факт, что при увеличении длины ударника и фиксированном диаметре (увеличение значения λ) уменьшается значение критического угла атаки θ^*. Учитывая, что для малых значений угла атаки $\sin\theta^* \approx \theta^*$, критический угол атаки θ^* можно определить как

$$\theta^* = \frac{180}{\pi\lambda}\frac{D}{d_0}\varphi, \quad \varphi = 1 - 1{,}039\,\mathrm{tg}(\alpha_0 - 30). \tag{3.30}$$

Функция φ отражает тот факт, что при больших углах встречи α_0 головная часть ударника в момент соударения несколько отличается от идеальной сферы.

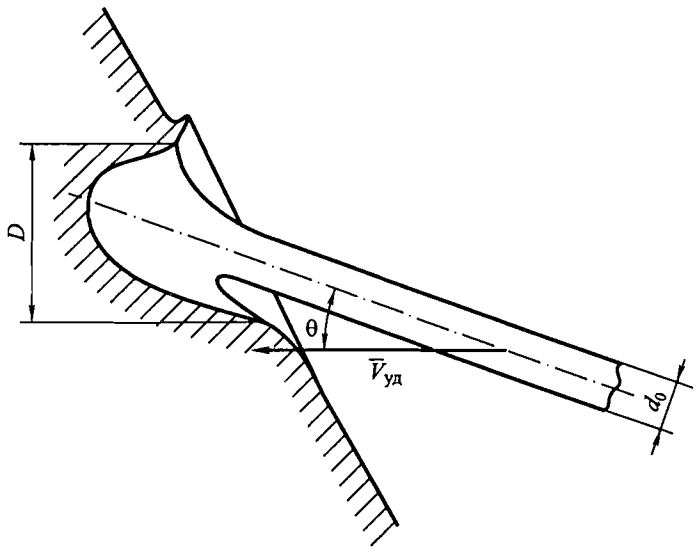


Рис. 3.26. Определение диаметра каверны в преграде

Для расчета диаметра используется формула, предложенная Г.П. Меньшиковым:

$$\frac{D}{d_0} = \sqrt{\left(\frac{\rho_{уд}V_{уд}^2/2 - \sigma_т}{A}\right)\left(\frac{k\eta^2\rho_{уд}V_{уд}^2 + \psi}{k\eta\rho_{уд}V_{уд}^2 - \psi}\right)}, \tag{3.31}$$

где $\rho_{уд}$, $\rho_п$ — плотности ударника и преграды соответственно; $\sigma_т$ — предел текучести ударника; A — удельная работа вытеснения объема,

$A = H_д + НВ$ ($H_д$ — динамическая твердость, ГПа, $H_д = 1{,}4 + 0{,}6\,НВ$
$k \approx 0{,}65$; $\eta = \sqrt{\rho_п / \rho_{уд}}$; $\psi = (1+\eta)(H_д - \sigma_т)$.

На основе предложенной выше феноменологической модели взаи модействия ударников, летящих с углом атаки, сформулируем обоб щенные зависимости приращения скорости предела сквозного пробо тия за счет влияния угла атаки.

При $\theta \le \theta^*$

$$\frac{V_{ПСП}(\theta)}{V_{ПСП}(0°)} = (1 + k_1 |\theta| f_1), \quad k_1 = 8{,}75 \cdot 10^{-5} \alpha_0 + 0{,}0032; \qquad (3.3$$

$$\theta < 0, \quad 0° \le \alpha_0 \le 30°, \quad f_1 = 1,$$
$$\alpha_0 > 30°, \quad f_1 = \frac{\alpha_0}{13{,}636} - 1{,}2;$$
$$\theta > 0, \quad \alpha_0 \ge 0°, \quad f_1 = 1.$$

При $\theta > \theta^*$

$$V_{ПСП}(\theta) = V_{ПСП}(\theta^*) + V_{ПСП}(0°) |\theta - \theta^*| k_2 f_2, \qquad (3.32а$$
$$k_2 = a \frac{b_{пр}}{l_0} \lambda^c (\alpha_0 + 17{,}62);$$

$$\theta < 0, \quad 0° \le \alpha_0 \le 30°, \quad f_2 = 1,$$
$$\alpha_0 > 30°, \quad f_2 = \frac{\alpha_0}{13{,}155} - 1{,}28,$$
$$a = 3{,}8 \cdot 10^{-5}, \quad c = 1{,}393;$$
$$\theta > 0, \quad \alpha_0 \ge 0°, \quad f_2 = 1,$$
$$a = 3{,}8 \cdot 10^{-6}; \quad c = 1{,}883.$$

Экспериментально показано, что при обстреле преграды, установ ленной под углом $\alpha_0 = 60°$, проявляется сильное влияние угла встреч α, особенно ярко выраженное в области отрицательных углов атаки. В этой области наличие углов атаки $|\theta| \ge 5°$ приводит к рикошету удар ника в лицевых слоях преграды. Поэтому для случая соударения с пре градой при больших углах встречи $\alpha \ge 60°$ и отрицательных углах ата ки в первом приближении критический угол атаки, определяющи рикошет, можно принять $\theta^-_{рик} \approx -5°$. При больших углах α_0 в област

положительных углов атаки их влияние проявляется слабее, что можно связать с начальной нормализацией ударника к преграде. Поэтому вопрос определения критического угла атаки $\theta^{+}_{\text{рик}}$, определяющего рикошет, остается открытым.

Формулы (3.32) и (3.32а) позволяют оценивать возрастание $V_{\text{ПСП}}$ при наличии у снаряда угла атаки θ. Однако для практических расчетов, как правило, необходимо решать обратную задачу уменьшения толщины пробиваемой брони при наличии у снаряда угла атаки при фиксированной ударной скорости $V_{\text{уд}}$.

Существует формула для расчета зависимости толщины пробиваемой снарядом монолитной стальной брони от его удлинения и ударной скорости без учета угла атаки. Эта формула получена Г.П. Меньшиковым путем обработки результатов расчетов процессов соударения и скорректирована по экспериментальным данным:

$$V_{\text{ПСП}} = a_0 + a_1(\lambda - 17{,}5) + a_2(\lambda - 17{,}5)^2 + a_3(\lambda - 17{,}5)^3 + a_4\left(\frac{2b_{\text{пр}}}{l_0} - 1\right) +$$

$$+ a_5\left(\frac{2b_{\text{пр}}}{l_0} - 1\right)^2 + a_6\left(\frac{2b_{\text{пр}}}{l_0} - 1\right)(\lambda - 17{,}5) + a_7\left(\frac{2b_{\text{пр}}}{l_0} - 1\right)(\lambda - 17{,}5)^2 +$$

$$+ a_8\left(\frac{2b_{\text{пр}}}{l_0} - 1\right)^2(\lambda - 17{,}5), \quad (3.33)$$

где $\lambda = l_0/d_0$; $b_{\text{пр}}$ — толщина преграды по нормали.

Формула (3.33) получена для угла встречи $\alpha = 60°$ на монолитной преграде твердостью $d_{\text{отп}} = 3{,}75\ldots3{,}8$ мм (НВ ≈ 2,55 ГПа).

Для снаряда, изготовленного из вольфрамового сплава, коэффициенты a_i имеют следующие значения: $a_0 = 1442$; $a_1 = 21{,}48$; $a_2 = -0{,}3402$; $a_3 = -0{,}002748$; $a_4 = 1028{,}5$; $a_5 = 1001$; $a_6 = 15{,}62$; $a_7 = 0{,}0582$; $a_8 = 6{,}564$.

Скорость $V_{\text{ПСП}}$ при пробитии бронепреграды твердостью НВ_1, отличающейся от заложенной в зависимость (3.33), рассчитывают по формуле

$$V_{\text{ПСП}} = V^{\text{эт}}_{\text{ПСП}}\sqrt{\frac{1{,}4 + 0{,}6\,\text{НВ}_1}{1{,}4 + 0{,}6\,\text{НВ}_{\text{эт}}}}, \quad (3.34)$$

где $\text{НВ}_{\text{эт}}$ = 2,55 ГПа — твердость, заложенная в формулу (3.33); $V^{\text{эт}}_{\text{ПСП}}$ рассчитывают по формуле (3.33).

В формулах (3.33), (3.34) $V_{\text{ПСП}}$ — в м/с.

Анализ результатов расчетов, проведенных по формулам (3.33), (3.34), показывает, что для диапазона реального разброса твердости бронеплит, применяемых при отработке БПС ($d_{отп}$ = 3,75...4,1 мм или НВ = 2,55...2,2 ГПа) и $V_{уд}$ = 1350...1700 м/с, что соответствует условиям взаимодействия современных цельнокорпусных бронебойных снарядов с преградами, зависимость (3.33) полиномиального типа можно с большой точностью (ошибка $\Delta V_{ПСП} \approx 2...3$ %) для БПС конкретного удлинения λ заменить линейной зависимостью вида

$$V_{ПСП} = a + b b_{пр}, \tag{3.35}$$

где a, b — коэффициенты, определяемые при обработке расчетных зависимостей, построенных с помощью формулы (3.33).

Из формулы (3.35) следует, что предельно пробиваемая толщина монолитной стальной брони $b_{пр}$ при ударной скорости $V_{уд}$ определяется как

$$b_{пр} = \frac{V_{уд} - a}{b}. \tag{3.36}$$

В формулах (3.35), (3.36) $b_{пр}$ — в мм, $V_{уд}$ — в м/с.

При наличии экспериментальных результатов по бронепробивной способности БПС конкретного типа коэффициенты a и b в формулах (3.35), (3.36) могут определяться непосредственно по опытным данным.

Используя формулу (3.36), с учетом зависимостей (3.30) – (3.32) можно получить формулы снижения бронепробивной способности БПС Δb_θ при наличии углов атаки θ при фиксированной ударной скорости $V_{уд}$:

При $\theta \le \theta^*$

$$\Delta b_\theta = \frac{V_{уд} k_1 |\theta|^{f_1}}{b}, \tag{3.37}$$

при $\theta > \theta^*$

$$\Delta b_\theta = \frac{V_{ПСП}(\theta^*) + V_{уд}(k_2 |\theta - \theta^*|^{f_2} - 1)}{b}. \tag{3.37а}$$

Коэффициенты k_1, k_2, f_1, f_2 определяют по формулам (3.32). В формуле (3.37а) $V_{ПСП}(\theta^*)$ следует трактовать как некий подгоночный параметр и определять так:

$$V_{ПСП}(\theta^*) = V_{ПСП}(0°)\,(1 + k_1 |\theta|^{f_1}),$$

при этом $V_{ПСП}(0°)$ следует определять по (3.35).

3.8. Углы рикошетирования

Одним из нетрадиционных способов обеспечения защиты как от кумулятивных, так и от бронебойных подкалиберных снарядов может быть использование явления рикошета. Для выявления условий рикошета как в отечественной практике (работы Института гидродинамики, НИМИ, НИИ стали), так и за рубежом проведены теоретические и экспериментальные исследования.

При изучении в лабораторных условиях процесса взаимодействия кумулятивной струи с преградами под разными углами было замечено, что при малых углах (3...5°) между направлением движения струи и плоскостью преграды кумулятивная струя оставляет на преграде небольшую лунку, т. е. практически внедрения струи в преграду не происходит (рис. 3.27). Увеличение максимально возможного угла скольжения может происходить:

а) при увеличении расстояния между зарядом и преградой;

б) при увеличении твердости преграды;

в) при уменьшении скорости струи.

Исследования в натурных условиях показали, что увеличение углов вплоть до 1° не привело к рикошетированию струи. Таким образом, при конструировании преград на этот эффект рассчитывать не приходится.

19,2 мкс 27,0 мкс 39,2 мкс 46,2 мкс

Рис. 3.27. Рентгенограммы скольжения кумулятивной струи на стальных плитках и фотография плитки (*крайняя справа*) после взаимодействия ее с кумулятивной струей

Рикошет сердечников БПС до последнего времени был практически не изучен. Признаком начала рикошетирования в данном случае является начало уменьшения горизонтальной защищающей толщины (толщины по ходу снаряда) $b_x = f(\alpha)$ с увеличением углов встречи α сверх порогового значения. Теоретические исследования данного вопроса показывают, что начиная с углов встречи около 65° головная часть сердечника расходуется непроизводительно из-за специфических условий контакта с преградой. Только по прошествии некоторого времени (10...15 мкс) площадка контакта разворачивается перпендикулярно оси сердечника, и этот момент можно считать началом полноценного «закусывания» головной частью сердечника материала преграды. Строго говоря, угол рикошетирования является сложной функцией, зависящей от геометрии сердечника, физико-механических свойств материалов сердечника и преграды, условий соударения.

Анализ конструктивных углов наклона верхних лобовых деталей защиты корпусов зарубежных танков позволяет сделать вывод, что углы рикошетирования БПС лежат в диапазоне 8...11°.

Список литературы к гл. 3

3.1. *Алексеевский В.П.* К вопросу о проникании стержня в преграду с большой скоростью // Физика горения и взрыва. 1966. № 2.

3.2. *Тейт А.* Теория торможения длинных стержней // Механика. 1968. № 5 (III).

3.3. *Савицкий Ф.С., Вандышев Б.А., Якутовский М.Р.* Распределение наклепа вокруг конического отпечатка // Завод. лаборатория. 1948. № 12.

3.4. *Фрейбергер У.* Расширение круглого отверстия в плоском листе // Механика. 1953. № 3 (18).

3.5. *Хилл Р.* Математическая теория пластичности: Пер. с англ. М.: Гостехтеоретиздат, 1956.

3.6. *Пашков П.О.* Основные зависимости между механическими свойствами броневой стали и сопротивляемостью пробитию снарядом // Тр. ЦНИИ-48. 1945. № 20.

3.7. Броневая защита корпусов и башен самоходных боевых машин / А.А. Полежаев, И.И. Терехин, Е.П. Сержантов, Н.А. Кучеренко. М: ЦНИИ информации, 1976.

3.8. *Орленко Л.П.* Поведение материалов при импульсных динамических нагрузках. М.: Машиностроение, 1964.

3.9. Баллистические установки и их применение в экспериментальных исследованиях / Под ред. Н.А. Златина, Г.И. Мишина. М.: Наука, 1974.

3.10. *Арапов М.М., Велданов В.А., Хайдин Ю.В.* Определение усилия продавливания пластин жестким пуансоном // Вопросы физики взрыва и удара. М., 1981. (Тр. МВТУ им. Н.Э. Баумана; № 358, вып. 3).

3.11. *Маринин В.М., Бабкин А.В., Колпаков В.И.* Методика расчета параметров функционирования кумулятивного заряда // Оборон. техника. 1995. № 4.

3.12. *Баум Ф.А., Станюкович К.П., Шехтер Б.И.* Физика взрыва. М.: Физматгиз, 1959.

3.13. Физика взрыва / Ф.А. Баум, Л.П. Орленко, К.П. Станюкович и др. М.: Наука, 1975.

3.14. *Станюкович К.П.* Неустановившиеся движения сплошной среды. М.: Наука, 1955.

3.15. *Зельдович Б.Я.* Сходящаяся цилиндрическая детонационная волна // Журн. эксперим. и теорет. физики. 1959. Т. 36, вып. 3.

3.16. Explosives in lined cavities / G. Birkhoff, D. McDougall, E.M. Pugh, G. Taylor // J. Appl. Physics. 1948. V. 19.

3.17. *Лаврентьев М.А.* Основы теории кумулятивных зарядов и их бронебойного действия // Успехи математ. наук. 1957. Т. 42, вып. 4 (76).

3.18. *Hirsch E.* The natural spread and tumbling of shaped charge jet segment // Propellants and Explosives. 1981. V. 6, N 4.

3.19. *Томашевич И.И.* Проникание в преграду высокоскоростного потока удлиненных элементов // Физика горения и взрыва. 1989. № 2.

Глава 4. ДВУХ- И МНОГОПРЕГРАДНАЯ БРОНЯ

4.1. Анализ развития двухпреградной защиты в мировом танкостроении

Основным средством поражения танков военного и первого послевоенного периодов являлись калиберные бронебойные снаряды.

С появлением бронебойных подкалиберных (БПС) и кумулятивных (КС) снарядов к танковым и противотанковым пушкам зарубежных армий (см. гл. 1) перед разработчиками броневой защиты встала весьма сложная задача.

В 1960–70-х годах бронепробивная способность БПС приближалась к гарантированному уровню бронебойного действия КС и значительной части противотанковых управляемых ракет (ПТУР). Толщина стальной брони средней твердости, необходимая для защиты от БПС, в среднем превышала толщину брони для защиты от калиберного бронебойного снаряда при одинаковой дальности обстрела в 1,8–2,0 раза, а для защиты от КС — в 2,5 раза. Обеспечение защиты от этих средств поражения наиболее мощно забронированных лобовых проекций башен и корпусов танков за счет наращивания толщин стальной брони потребовало бы увеличения массы бронирования не менее чем в 1,3 раза, что при существовавших в то время ограничениях габаритно-массовых характеристик было неприемлемо.

Реальной замены стальной броне в виде других, более эффективных материалов применительно к защите средних танков от БПС и КС не существовало.

Одним из наиболее эффективных способов усиления защиты танков явилось применение экранированной и двухпреградной брони (ДБ).

Применение ДБ имеет достаточную историю. Так, еще в немецких танках T-III и «Артштурм» времен начала Второй мировой войны экранирование в различных вариантах широко применялось для усиле-

ния защиты лобовой проекции корпуса, подбашенных коробок и орудийных установок, что отмечалось в трудах ЦНИИ-48.

Некоторые сведения об исследовании защитных свойств ДБ в СССР были опубликованы еще в 1942 г. также в трудах ЦНИИ-48.

До недавнего времени экранирование применялось в основном для усиления защиты бортовых проекций танков от кумулятивных и фугасных снарядов. К примеру, борты танков «Центурион» всех известных 13 модификаций, первая из которых была принята на вооружение английской армией в 1947 г., при толщине основной брони 51 мм имели стальные экраны толщиной 6 мм, защищавшие бортовые проекции от кумулятивных средств ближнего боя, а ходовую часть — от фугасных снарядов. В принятом на вооружение в 1963 г. танке «Чифтен» толщина стальных бортовых экранов была увеличена до 13 мм, что позволило обеспечить некоторый уровень защищенности и от БПС типа APDS [4.1].

Танки ФРГ «Леопард-1» в течение 1972 г. были переоборудованы в танки «Леопард-А1». В числе прочих мероприятий это переоборудование включало в себя установку по бортам специальных фартуков из резины, армированной сталью [4.2, 4.3]. В информации о следующей модификации — «Леопард-А2» — содержатся сведения о наличии шарнирно закрепленных и разделенных на четыре части стальных бортовых экранов, которые защищают от поражения верхнюю часть гусеницы и опорные катки и создают дополнительную защиту бортов корпуса от КС. Попутно эти экраны позволяют улучшить условия наблюдения для экипажа вследствие снижения завихрений пыли и снега при движении танка на местности, а также уменьшения количества пыли в воздухе, поступающем в воздухоочиститель. При техническом обслуживании и ремонте ходовой части экраны поднимаются вверх [4.4]. В 1973 г. на танке «Леопард-А3» была установлена сварная двухпреградная башня [4.5–4.8], состоящая из обычной сварной башни и окружающего ее кожуха из легкого сплава. Пространство между кожухом и башней заполнялось специальным легким материалом, который гасит ударную волну, возникающую при взаимодействии с ПТУР, взрыватели которых срабатывают на поверхности кожуха [4.9].

В сообщениях о танке «Леопард-2» также указывается на применение в нем наряду с комбинированной броней более тяжелого по сравнению с танком «Леопард-А1» экранирования [4.6].

В проектировавшемся в США танке МВТ-70 лобовая противоснарядная защита была значительно усилена благодаря применению ДБ [4.10].

Бортовые экраны имеются на всех современных отечественных и зарубежных танках. За рубежом при испытании бронебойных снарядов в качестве мишеней наряду с монолитной броней используются двух- и трехпреградные системы.

Применение средней преграды в трехпреградной мишени, по-видимому, обусловлено необходимостью учета экранирующего влияния катков и других деталей ходовой части.

4.2. Основные термины

В состав экранированной и двухпреградной брони входят два принципиально различных элемента: экран (первая преграда) и основная броня (вторая преграда), расположенные на большем или меньшем расстоянии друг от друга.

Назначение экрана, или первой преграды, сводится к тому, чтобы обеспечить, по крайней мере, один из следующих эффектов:

1) задержать оболочку (рубашку) и наконечник снаряда;

2) разрушить сердечник (деструктивный эффект);

3) частично поглотить кинетическую энергию сердечника;

4) нарушить полетную устойчивость сердечника или фрагмента струи (дестабилизирующий эффект);

5) подорвать кумулятивный или фугасный снаряд прежде, чем он встретится со второй преградой (взводной эффект);

6) рассредоточить действие поражающих элементов (фрагментов снаряда, струи) на большую площадь (диссипативный эффект).

Термины *экранированная броня* и *двухпреградная броня* несут несколько различную смысловую нагрузку. Под экранированной броней понимают такую броню, у которой первая преграда обладает лишь взводным эффектом. Она имеет недостаточно большую толщину (или прочность) для того, чтобы оказывать заметное силовое воздействие на бронебойный снаряд. В отличие от нее первая преграда в двухпреградной броне в состоянии выполнить любую из перечисленных выше функций.

При такой терминологии экранированную броню можно считать разновидностью двухпреградной.

Как видим, разделение понятий носит несколько искусственный характер и вызвано необходимостью как-то подчеркнуть функциональное назначение первой преграды. Можно применять только один из этих терминов, разделяя назначение первой преграды (экрана) с помощью определений *взводной экран* и *силовой экран*.

Довольно часто употребляется также термин *разнесенная броня*. Это название обычно имеет более общий смысл: подразумевается многопреградная броня с числом преград более одной и воздушным промежутком между ними.

Экраны и первые преграды ДБ имеют различную конструкцию и изготовляются из различных материалов. Так, в качестве взводных экранов испытывались решетки, сетки, резиновые листы, сплошные листы из алюминия, титана, стали и т. д. Эффективность применения экранов этих типов в основном определяется степенью чувствительности взрывателей противотанковых кумулятивных и фугасных средств и габаритно-массовыми показателями экрана.

Силовые экраны более сложны по составу и конструкции, чем взводные.

4.3. Действие по двух- и многопреградной броне кумулятивных поражающих средств

Причины, обусловливающие повышение стойкости ДБ по сравнению с монолитной, различны для случаев взаимодействия брони с кумулятивными и кинетическими снарядами.

Использование разнесенной брони с учетом физических особенностей действия кумулятивного заряда, базируется прежде всего на зависимости глубины пробития от расстояния между зарядом и преградой. Как правило, кумулятивные боеприпасы проектируют таким образом, что конструктивно обеспечивается оптимальное (для пробивного действия) расстояние при подрыве от поверхности цели. Если расстояние от заряда до поверхности основной защиты превышает оптимальное для боеприпаса значение (4 – 5 калибров), то пробивное действие кумулятивного заряда снижается, причем чем больше расстояние — тем сильнее (см. рис. 1.9). О причинах такого снижения подробно говорилось в гл. 1.

Таким образом, эффективность двухпреградной (экранированной) брони определяется как качеством изготовления кумулятивного заряда, так и межпреградным расстоянием (МПР), влияние которого на

проникающую способность струи сказывается тем меньше, чем точнее изготовлен заряд.

Стойкость экранированной брони рассчитывают по формуле

$$B_{\text{экв}} = \frac{S}{K} + B_{\text{осн. бр}},$$

где $B_{\text{экв}}$ — толщина монолитной брони, имеющей одинаковую стойкость с экранированной; S — расстояние от места подрыва до основной брони по ходу струи; K — коэффициент; $B_{\text{осн. бр}}$ — толщина основной брони по ходу.

На рис. 4.1 представлена зависимость изменения коэффициента K от расстояния между взводным экраном и основной броней для одного ПТУР, полученная в работах НИИ стали.

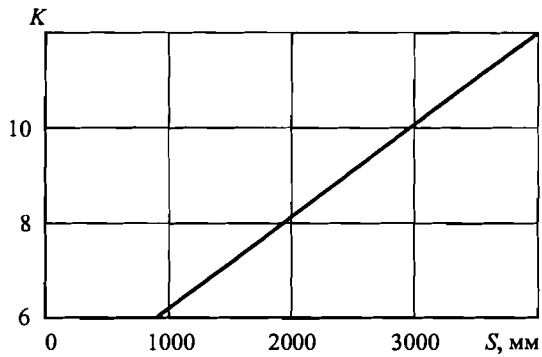


Рис. 4.1. Зависимость изменения коэффициента K от расстояния между экраном и основной броней

Анализ экспериментальных данных показывает, что при защите от ПТУР экраны должны быть расположены от основной брони на расстоянии, значительно превышающем 0,5 м, поскольку именно на расстояниях, близких к 0,5 м, кумулятивная струя ПТУР обладает наибольшей проникающей способностью. Это следует учитывать при проектировании защиты танков.

При рассмотрении причин снижения бронепробивной способности кумулятивных струй при взаимодействии с многопреградной броней можно отметить следующее.

Известно, что в процессе проникания кумулятивной струи в преграду наблюдаются четыре стадии:

1) *становление процесса* проникания, при котором лидирующий элемент кумулятивной струи деформируется и его головная часть принимает форму грибка. На этот процесс расходуется участок струи длиной в два-три ее диаметра, при этом в преграде формируется каверна меньшей глубины, чем следует из гидродинамической теории;

2) *стационарное проникание*, при котором кинематические характеристики описываются зависимостями гидродинамической теории;

3) *послетечение в преграде*, когда элемент струи сработался полностью, а вследствие наличия давления на контактной поверхности струя — преграда происходит инерционное углубление каверны, величина которого может достигать одного-двух диаметров струи;

4) *разрушение нагруженной части струи после выхода за тыльную сторону преграды* из-за снятия давления в кумулятивной струе (существующего в относительно небольшой зоне контакта струи с преградой); наблюдается радиальный разлет ее частиц с уменьшением эффективной длины, равным одному-двум диаметрам струи.

В полной мере первую и четвертую из указанных стадий процесса проникания кумулятивной струи можно реализовать в многопреградной разнесенной броне.

На основе изучения взаимодействия кумулятивной струи с этой броней были сделаны следующие выводы.

– толщины каждого из слоев должны составлять 2 – 3 диаметра кумулятивной струи для того, чтобы проникание происходило в нестационарном режиме формирования грибка;

– расстояние между отдельными слоями должно быть достаточным для реализации разрушения нагруженной части струи (по оценкам, 2 – 3 толщины предыдущего листа). При этом отдельные фрагменты струи при движении в воздушном зазоре могут не достичь дна каверны, «намазавшись» на стенки каверны предыдущих слоев;

– увеличение числа разделов между преградами приводит к увеличению потерь длины струи. В связи с тем, что многослойные броневые преграды, применяемые для бронирования верхней лобовой детали корпусов и башен танков, имеют в своем составе слои стальной брони, требовалось выяснить, как зависит противокумулятивная стойкость такой брони от числа стальных слоев.

Анализ результатов испытаний преград, имеющих разное число стальных слоев, но одинаковую массу и суммарную толщину, пока-

зал, что в процентном отношении при увеличении числа слоев при каждом новом делении наблюдается относительно меньший прирост стойкости многослойной преграды по отношению к монолитной. Так, при испытании преград под углом 60° одним из штатных КС увеличение числа слоев от двух до трех привело к повышению стойкости на 9 %, от трех до четырех — еще на 6 %, от четырех до пяти — на 4 %, а от пяти до шести — всего на 1 %. Аналогичная качественная картина наблюдалась и на другом, более точно изготовленном снаряде.

Общее повышение противокумулятивной стойкости за счет увеличения числа стальных слоев при фиксированных массе и суммарной толщине броневой преграды ограничено. Так, для броневых преград, выполненных в массе и габарите бронирования верхних лобовых деталей корпусов и башен современных отечественных танков, увеличение стойкости может составлять 9...18 %, причем значение получаемого повышения связано с точностью изготовления кумулятивного средства поражения;

– при определенных соотношениях параметров многопреградных систем с углами наклона преград свыше 45° и МПР менее калибра боевой части в результате значительной асимметрии процессов проникания, формирования осколочных потоков и их взаимодействия (частичного рикошета) с последующими преградами и кумулятивной струей возникает дополнительное деструктивное воздействие на струю. Аналогичным образом трактуют данный факт и зарубежные исследователи. Известно также, что указанные эффекты закладывались в основу лобовой защиты танка «Леопард-2», по крайней мере, на начальных стадиях ее отработки.

4.4. Действие по двух- и многопреградной броне бронебойных подкалиберных снарядов с карбидовольфрамовыми сердечниками

Изучению взаимодействия с двухпреградной броней БПС типа APDS с карбидовольфрамовым сердечником посвящен ряд работ НИИ стали, МГТУ им. Н.Э. Баумана, ЦНИИХМ и других научно-исследовательских организаций. Наиболее глубоко этот вопрос изучен в кандидатской диссертации В.А. Григоряна. Далее приводятся результаты этих исследований.

4.4.1. Силовые и кинематические факторы воздействия первой преграды на карбидовольфрамовые сердечники

Краткая характеристика бронебойных подкалиберных снарядов с карбидовольфрамовыми сердечниками в качестве основного рабочего тела

В качестве основных средств натурных испытаний двух- и многопреградной брони были выбраны штатные отечественные БПС калибров 100 мм (индекс 3БМ8) и 122 мм (индексы 3БМ7 и 3БМ11) к нарезным пушкам Д-10Т и М62-Т2 соответственно (рис. 4.2, 4.3). В лабораторных испытаниях использовались модели указанных выше снарядов к 57-мм пушке ЗИС-2 с масштабом моделирования 1:2,5 (рис. 4.4). Диапазон изменения ударных скоростей ($V_{уд}$) при обстреле снарядами 3БМ8 составлял 550...1450 м/с, при обстреле снарядами 3БМ7 и 3БМ11 — 900...1600 м/с. В лабораторных условиях на пушке ЗИС-2 удавалось получать начальные скорости (V_0) до 1650 м/с.

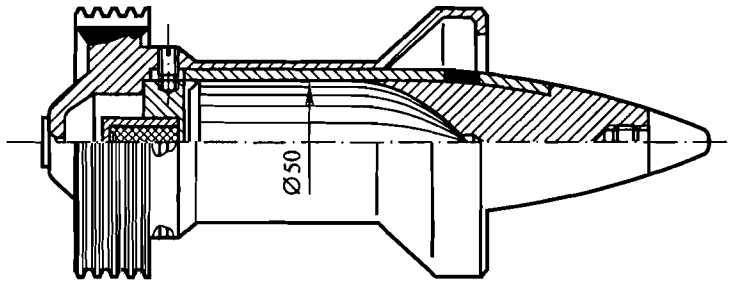


Рис. 4.2. Эскиз 100-мм снаряда 3БМ8

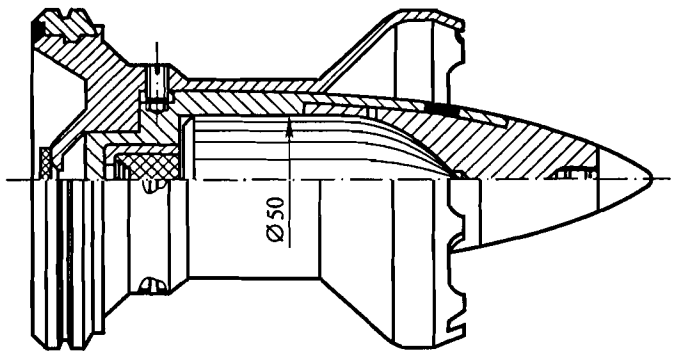


Рис. 4.3. Эскиз 122-мм снаряда 3БМ11 (3БМ7)

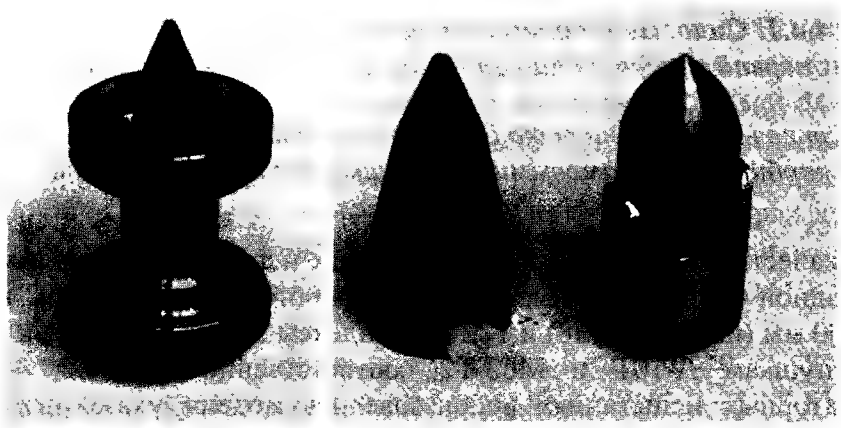


Рис. 4.4. Лабораторный снаряд (модель отечественных снарядов 3БМ7, 3БМ8)

Для оценки поведения ДБ при воздействии зарубежных снарядов типа APDS были использованы имитаторы 105-мм английских снарядов L28A1 (рис. 4.5) к 100-мм отечественным пушкам Д-10Т и БС-3, а также их модели в масштабе 1:2,36 к пушке ЗИС-2 (рис. 4.6). Все модельные снаряды и имитаторы были разработаны в НИМИ.

Ударные скорости при стрельбе имитаторами снарядов L28A1 изменялись от 700 до 1400 м/с, при стрельбе моделями — от 700 до 1500 м/с.

Сердечники снарядов 3БМ8, 3БМ7 и модельных снарядов были изготовлены из сплава ВН-8, снарядов 3БМ11 — из сплава ВН-10, имитаторов — из сплава ВК-12, соответствующего материалу сердечников штатных английских снарядов.

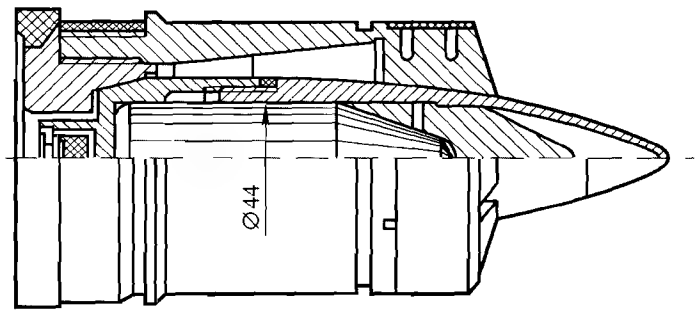


Рис. 4.5. Эскиз 105-мм снаряда L28A1

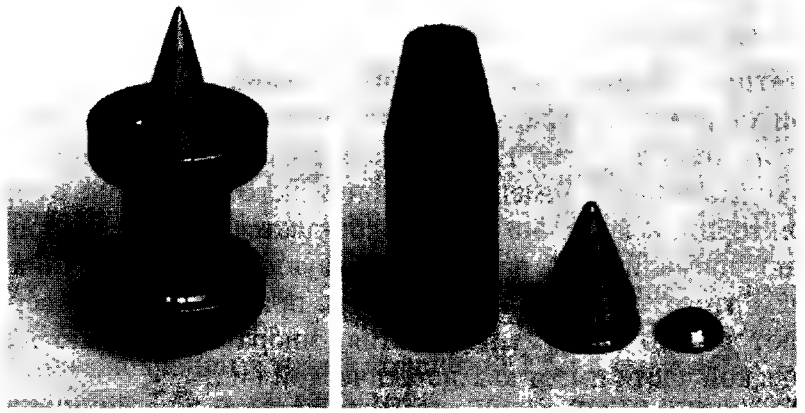


Рис. 4.6. Лабораторный снаряд (модель зарубежного снаряда L28A1)

Сплавы ВН-8, ВН-10 и ВК-12 получают методом горячего прессования карбидовольфрамового порошка на 8%- и 10%-ной никелевой и 12%-ной кобальтовой связках соответственно. Эти сплавы имеют следующие физико-механические характеристики: плотность 14,7 г/см^3, предел прочности на сжатие около $500 \cdot 10^7$ Па, на изгиб — $120 \cdot 10^7$ Па (ВН-8, ВН-10) и $160 \cdot 10^7$ Па (ВК-12).

Сердечники отечественных снарядов 3БМ8, 3БМ7 и 3БМ11 по геометрии идентичны. Конструкции активных частей 122-мм снарядов 3БМ7 и 3БМ11 различаются незначительно. Главной отличительной особенностью конструктивного исполнения активных частей 122-мм снарядов по сравнению с активными частями 100-мм снарядов является бóльшая толщина рубашки сердечника на части длины его цилиндрического участка. Бронепробивное действие 100- и 122-мм отечественных снарядов по монолитной броне одинаково. Данные по обстрелу монолитной брони моделями этих снарядов хорошо согласуются с данными, полученными в натурных условиях.

Результаты обстрела монолитной брони имитаторами и моделями снарядов типа APDS также находятся в хорошем соответствии с результатами обстрела монолитной брони зарубежными натурными штатными снарядами L28A1.

Снаряды данного типа характеризуются высокой бронепробивной способностью при $\alpha = 0...45°$ и мощным забронебым действием.

Расчетно-экспериментальный анализ силового воздействия первой преграды на сердечник при соударении по нормали

Расчетная оценка силового воздействия. При взаимодействии сердечников реальных снарядов с броней по нормали всегда имеющие место углы атаки порядка 1...2° приводят к возникновению небольшого опрокидывающего момента, отклоняющего сердечник от нормальной траектории, вследствие чего редко удается наблюдать проникание строго по нормали. При расчете действующих на сердечник усилий действием этого момента пренебрегаем, принимая, что в сердечнике возникают только напряжения сжатия, эпюра которых по длине цилиндрической части имеет квазистатический вид:

$$\sigma = \frac{P}{F}\frac{l_x}{l_{\text{ц.ч}}},$$

где P — осевая сила сопротивления преграды внедрению; F — площадь поперечного сечения цилиндрической части сердечника; l_x — длина цилиндрической части сердечника от донного среза до сечения, в котором определяется напряжение; $l_{\text{ц.ч}}$ — длина цилиндрической части.

Рассмотрим изменение степени воздействия первой преграды на сердечник в зависимости от ее толщины при ударных скоростях, лежащих в интересующем нас диапазоне 1000...1600 м/с. Расчетные напряжения сжатия в наиболее нагруженном переднем сечении цилиндрической части сердечника с оживальной головной частью R/d =1 при внедрении на ее полную высоту представлены в табл. 4.1.

Анализ результатов показывает следующее:

– напряжения сжатия в наиболее нагруженном сечении сердечника, вызываемые воздействием относительно тонких (b/d = 0,4) преград достигают предела прочности сердечника ($500 \cdot 10^7$ Па) только при ударных скоростях не менее 1400 м/с; при более низких скоростях напряжения сжатия меньше разрушающих;

– интенсивный рост напряжений сжатия до значений порядка $2[\sigma]_{\text{сж}}$ происходит по мере утолщения преграды до b/d = 1; утолщение преграды сверх b/d = 1 при неизменных ударной скорости и прочности преграды к дальнейшему росту напряжений не приводит.

Объяснение полученным результатам заключается в том, что максимальное воздействие преграды на сердечник наблюдается при внедрении на полную высоту головной части. Таким образом, сила сопротивления преграды по мере утолщения последней интенсивно растет до тех пор, пока ее толщина не сравняется с высотой головной части

сердечника. Рост силы сопротивления на одной и той же преграде с увеличением ударных скоростей обусловлен ростом инерционного сопротивления. Уменьшение прочности броневой стали с увеличением толщины плиты, имеющее место на практике, приводит к снижению сопротивления преграды внедрению и, соответственно, к снижению сжимающих напряжений в сердечнике. Так, снижение предела текучести материала преграды толщиной $3d$ по сравнению с преградой толщиной $1{,}6d$, например, на $20 \cdot 10^7$ Па приводит при равных ударных скоростях к уменьшению сопротивления преграды примерно на $60 \cdot 10^7$ Па. Таким образом, напряжения сжатия, возникающие в сердечнике при внедрении в плиту толщиной $1{,}6d$ с $\sigma_{тд} = 140 \cdot 10^7$ Па на плите толщиной $3d$ с $\sigma_{тд} = 120 \cdot 10^7$ Па имеют место при ударной скорости на 100 м/с выше.

Таблица 4.1

Расчетные значения максимальных напряжений, возникающих в сердечнике при проникании по нормали в стальную броню

Относительная толщина преграды b/d	Ударная скорость, м/с	Максимальное напряжение сжатия в сердечнике, Па $\times 10^7$
0,4	1000	365
	1200	435
	1400	515
	1600	615
1,0	1000	690
	1200	800
	1400	925
	1600	1075
1,6	1000	690
	1200	800
	1400	925
	1600	1065
3,0	1000	630
	1200	740
	1400	865
	1600	1015

Примечание. Динамический предел текучести материала преграды $\sigma_{тд} = 140 \cdot 10^7$ Па.

Соответственно величине сжимающих усилий изменяется длина цилиндрической части сердечника, подверженной действию разрушающих напряжений. Эпюры сжимающих напряжений при внедрении сердечника на высоту головной части в преграды толщиной $0{,}4d$ и $2d$ при $V_{уд} = 1400$ м/с показаны на рис. 4.7.

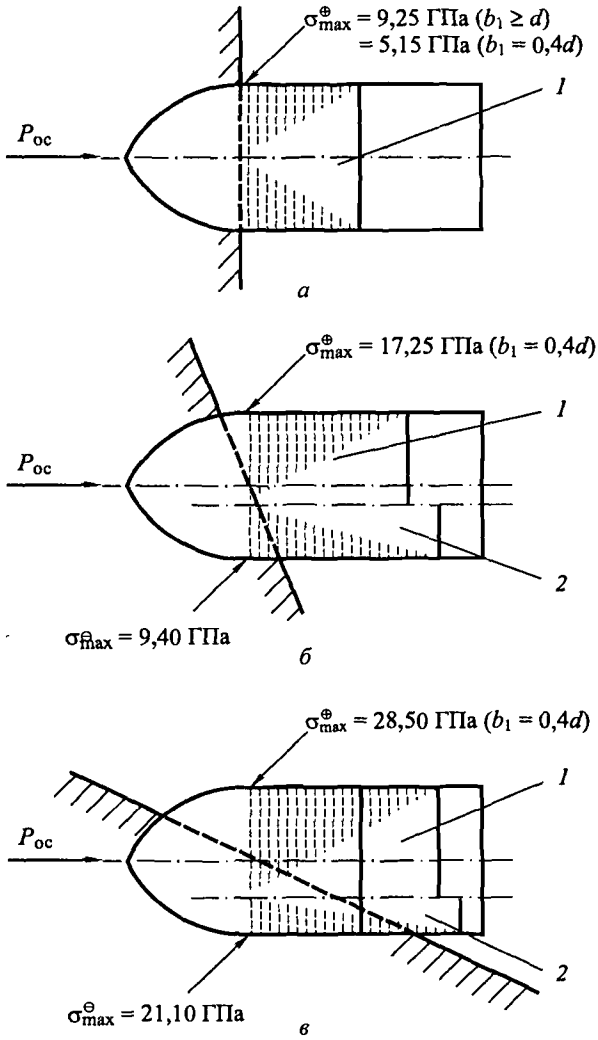


Рис. 4.7. Расчетная оценка напряженных состояний сердечника в начальной стадии внедрения в стальную броню средней твердости при углах встречи 0° (*а*), 30° (*б*) и 60° (*в*), $V_{уд} = 1400$ м/с (*1* — область разрушающих напряжений сжатия; *2* — область разрушающих напряжений растяжения)

Анализ особенностей воздействия на реальные сердечники. Экспериментальные данные свидетельствуют о сохранении геометрии сердечников штатных отечественных снарядов и их моделей во всем диапазоне рассматриваемых ударных скоростей. Меридиональные разрезы по поражениям в толстых плитах броневой стали средней твердости при несквозном пробитии с застрявшими в них сердечниками (рис. 4.8, 4.9) выявляют в сердечниках трещины, проходящие преимущественно по плоскостям, перпендикулярным оси сердечника.

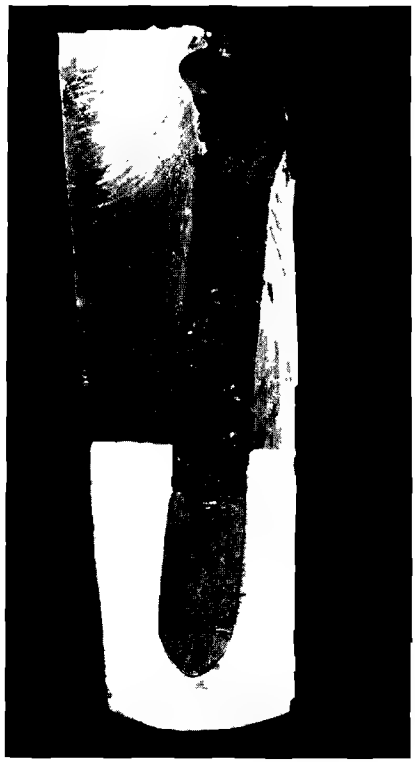


Рис. 4.8. Состояние карбидовольфрамового сердечника модельного снаряда после внедрения в броневую стальную плиту средней твердости толщиной 180 мм по нормали с $V_{уд} = 1550$ м/с

Сердечники снарядов APDS типа L28A1 начинают разрушаться при ударных скоростях 1300...1350 м/с, о чем свидетельствуют как разрезы по поражениям при обстреле модельными снарядами (рис. 4.10, 4.11), так и фактические данные по стойкости монолитной брони при обстреле штатными снарядами L28A1.

Необолоченные сердечники отечественных снарядов разрушаются при ударных скоростях порядка 1000 м/с уже в начальной стадии проникания, резко теряя бронепробивную способность и образуя в броне пробоину с диаметром, в 1,5 – 2 раза превышающим диаметр сердечника.

На рис. 4.12 представлены полученные с помощью высокоскоростной фотосъемки на установке ЖЛВ-2 отдельные кадры процесса интенсивного разрушения необолоченного сердечника, моделирующего сердечник снаряда L28A1 после пробития экрана из стали высокой твердости марки 2П толщиной 0,4d при ударной скорости 750 м/с. На второй преграде из алюминиевого сплава АБТ-101, установленной за экраном на расстоянии 0,4 м, остаются при этом мелкие вмятины от осколков сердечника.

Рис. 4.9. Виды поражений наборной стальной брони 100 мм + 200 мм сердечниками снарядов 3БМ11 при $\alpha = 0°$ и $V_{уд} = 1272$ м/с (*слева*), $V_{уд} = 1246$ м/с (*справа*)

Рис. 4.10. Виды поражений сердечниками моделей снарядов L28A1 при $\alpha = 30°$ стальных броневых плит средней твердости толщиной 120 мм при $V_{уд} = 1265$ м/с (*слева вверху*), $V_{уд} = 1220$ м/с (*слева внизу*) и толщиной 100 мм при $V_{уд} = 1152$ м/с (*справа вверху*) и $V_{уд} = 1415$ м/с (*справа внизу*)

Рис. 4.11. Виды поражений сердечниками моделей снарядов L28A1 при $V_{уд}$ = 1450...1476 м/с стальных броневых плит средней твердости толщиной 180 мм при $\alpha = 0°$ (*слева два фото*) и толщиной 150 мм при $\alpha = 0°$ (*в центре*) и $\alpha = 30°$ (*справа*)

На первый взгляд, имеется противоречие между расчетными результатами, которые указывают на то, что карбидовольфрамовые сердечники должны на первых преградах разрушаться вследствие действия напряжений, превышающих предел прочности материала сердечника на сжатие, и результатами, наблюдаемыми в экспериментах, говорящими о сохранении относительной целостности сердечниками штатных отечественных снарядов во всем диапазоне ударных скоростей, а необолоченных сердечников — при скоростях до 1000 м/с.

На самом деле разница объясняется отличием напряженно-деформированного состояния в том и другом случае. В расчетах используется значение предела прочности материала сердечника, определяемое в условиях одноосного сжатия. Реально наличие бокового обжатия при докритических скоростях проникания обусловливает объемность напряженно-деформированного состояния погрузившейся цилиндрической части сердечника, существенно повышая предел ее прочности. Головная же часть, находящаяся в течение всего процесса проникания в условиях, близких к равномерному всестороннему сжатию, находится в еще более выгодных, с точки зрения сохранения целостности, условиях, так как равномерное всестороннее сжатие является идеальным состоянием, исключающим сдвиговую деформацию.

Тем не менее вследствие того, что скорость распространения трещин в карбиде вольфрама (около 2,3 км/с) в 1,45 – 2,3 раза выше скоростей соударения в рассматриваемом диапазоне, за время погружения головной части сердечника в преграду в наиболее нагруженных сече-

ниях его цилиндрической части успевают образоваться начальные трещины, дальнейшее развитие которых после погружения в преграду затормаживается. Таким образом, несмотря на сохранение сердечником геометрии, в нем подготавливаются разрушения.

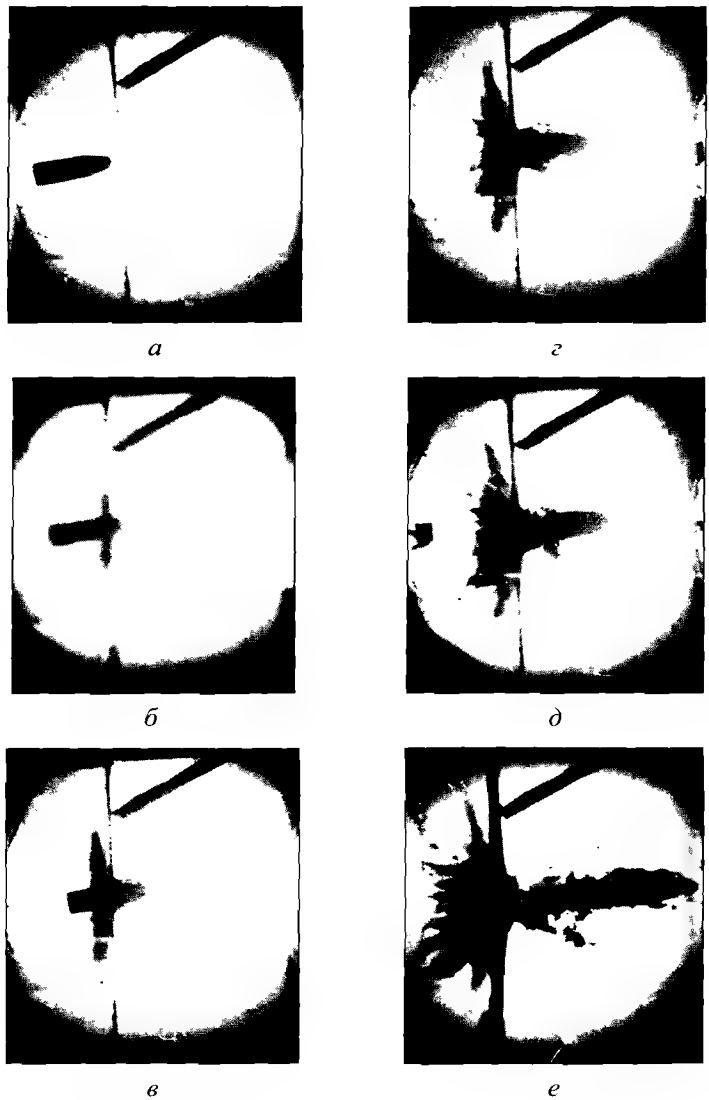


Рис. 4.12. Процесс разрушения (*а–е*) карбидовольфрамового сердечника диаметром 19,2 мм после пробития стальной брони высокой твердости толщиной 5 мм (0,4*d*) при $\alpha = 0°$ и $V_{уд} = 750$ м/с

Образование при закритических ударных скоростях кавитационной полости с диаметром, превышающим диаметр цилиндрической части сердечника, приводит к исчезновению бокового подпора со стороны материала преграды, создавая предпосылки для разрушения сердечника в результате развития начальных сдвиговых трещин (работы Ф.Ф. Витмана, Н.А. Златина, В.П. Пуха и др.). Этим объясняется факт разрушения необолоченных сердечников отечественных снарядов при $V_{уд} \geq 1000$ м/с. Наличие у сердечников отечественных штатных снарядов массивного деформирующегося наконечника, компенсирующего при деформировании избыточную полость и способствующего тем самым сохранению бокового обжатия наиболее нагруженного участка цилиндрической части, примыкающего к оживальной, обусловливает сохранение геометрии сердечников во всем диапазоне ударных скоростей.

У английских снарядов наконечники из пластичного вольфрамового сплава предохраняют сердечники от разрушения только при ударных скоростях до 1300...1350 м/с. Причиной преждевременного разрушения этих сердечников является сильная притупленность их головных частей (для сравнения: коэффициент формы отечественных сердечников равен 0,3, а английских, без учета слабоконической части, — 0,75). Это предопределяет, с одной стороны, снижение порога ударных скоростей, при котором осуществляется переход к закритическим скоростям проникания, с другой — образование, при равной с отечественным сердечником ударной скорости, кавитационной полости со значительно большим диаметром, в силу чего при ударных скоростях свыше 1300...1350 м/с тяжелосплавные демпферы английских снарядов существующей конструкции оказываются не в состоянии обеспечить необходимого обжатия головной части сердечника для сохранения его целостности.

Расчетно-экспериментальный анализ факторов воздействия первой преграды на сердечник при соударении под углом

Расчетная оценка силового воздействия. При соударении под углом благодаря действию изгибающего момента, обусловленного асимметрией процесса проникания, расчетная схема нагружающих сердечник усилий близка к схеме внецентренного сжатия.

На рис. 4.7, 4.13 представлены результаты расчета максимальных напряжений на сжатом и растянутом периферийных волокнах сердечников, возникающих в начальной стадии проникания (погружение на высоту головной части) в стальную броню средней твердости. Величи-

ну изгибающего момента оценивали по формуле, предложенной В.М. Пучковым:

$$M_x = \rho_c \ddot{\varphi} \int_x^{l_0} \xi(\xi - x) F(\xi) d\xi,$$

где ρ_c — плотность материала сердечника; $\ddot{\varphi}$ — угловое ускорение поворота сердечника вокруг поперечной оси, проходящей через его центр инерции O; x — координата поперечного сечения, в котором определяется изгибающий момент M_x; $F(\xi)$ — площадь поперечного сечения сердечника с координатой ξ; l_0 — расстояние от донного среза до центра инерции (рис. 4.14).

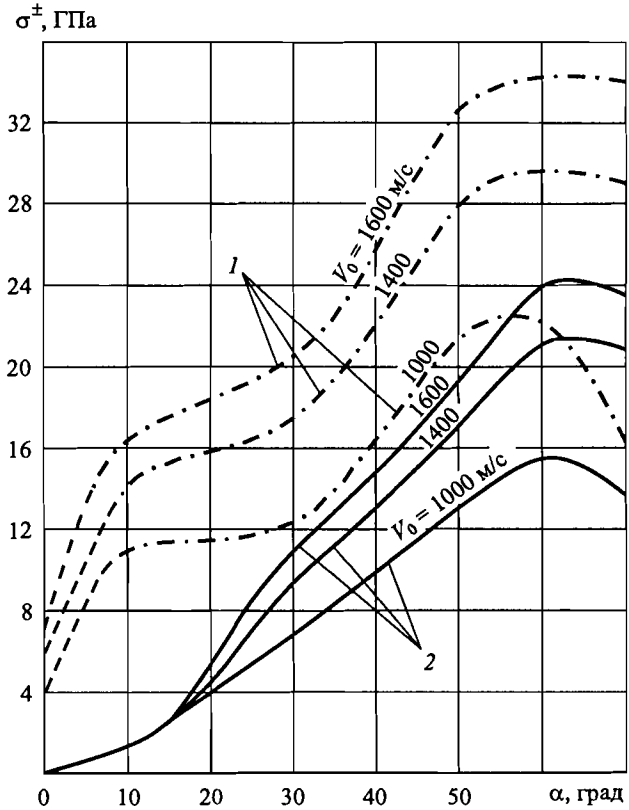


Рис. 4.13. Расчетные зависимости максимальных сжимающих (*1*) и растягивающих (*2*) напряжений на периферийных волокнах сердечника от углов встречи

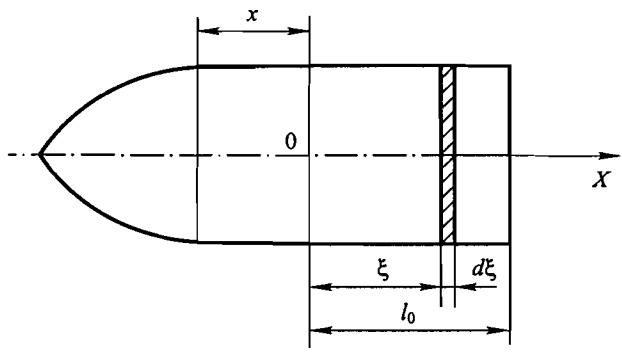


Рис. 4.14. Схема для расчета напряжений в сердечнике при угловом соударении

Так как в нашем случае $F(\xi) = F = \text{const}$, то

$$M_x = \rho_c \ddot{\varphi} F \int_x^{l_0} \xi(\xi - x)\, d\xi. \qquad (4.1)$$

После несложных преобразований формула (4.1) принимает удобный для расчета изгибающего момента вид:

$$M_x = \rho_c \ddot{\varphi} F \left(\frac{1}{6} x^3 - \frac{l_0}{2} x + \frac{l_0^3}{3} \right),$$

где $\ddot{\varphi} = M_{\text{опр}} / J_{\text{экв}}$ ($M_{\text{опр}}$ — опрокидывающий момент; $J_{\text{экв}}$ — экваториальный момент инерции).

Изгибные напряжения рассчитывали по формуле

$$\sigma = \frac{M_x}{W_x} \pm \frac{P_x}{F} \frac{l_x}{l_{\text{ц. ч}}},$$

где $W_x \approx 0{,}1d^3$ — момент сопротивления при изгибе; P_x — осевая сила сопротивления преграды; знак плюс соответствует напряжениям на сжатом периферийном волокне, знак минус — на растянутом.

Анализ расчетных результатов показывает, что в отличие от пробития по нормали при пробитии под углом изгибные напряжения, вызываемые воздействием на сердечник относительно тонких преград, практически не отличаются от напряжений, возникающих при внедре-

нии в относительно толстые преграды, причем увеличение углов встречи вплоть до 55° влечет за собой весьма интенсивный рост напряжений за счет увеличения изгибающего момента. Так, при $b/d = 0{,}4$ и $\alpha = 30°$ максимальные напряжения изгиба в наиболее нагруженном сечении сердечника — в месте сопряжения цилиндрической части с оживальной — превышают допустимые примерно в 11 раз.

Расчетный анализ траекторий движения сердечника. На рис. 4.15, 4.16 показано изменение во времени углового положения продольной оси сердечника при пробитии преград различных толщин под углами 30 и 60° с ударными скоростями 1300...1500 м/с, полученное расчетным путем. Траектории центра инерции сердечника, соответствующие кривым на рис. 4.15, 4.16, показаны на рис. 4.17, 4.18. Приведенные расчетные результаты находятся в качественном и количественном согласии с экспериментальными данными, полученными как в кандидатской диссертации В.А. Григоряна (см., в частности, рис. 4.10, 4.19, 4.20), так и в более ранних работах, специально посвященных экспериментальному и теоретическому изучению кинематики поворота снарядов при угловом взаимодействии с броневыми преградами (Н.А. Златин, В.А. Степанов, Ю.В. Хайдин, А.М. Хлебников и др.).

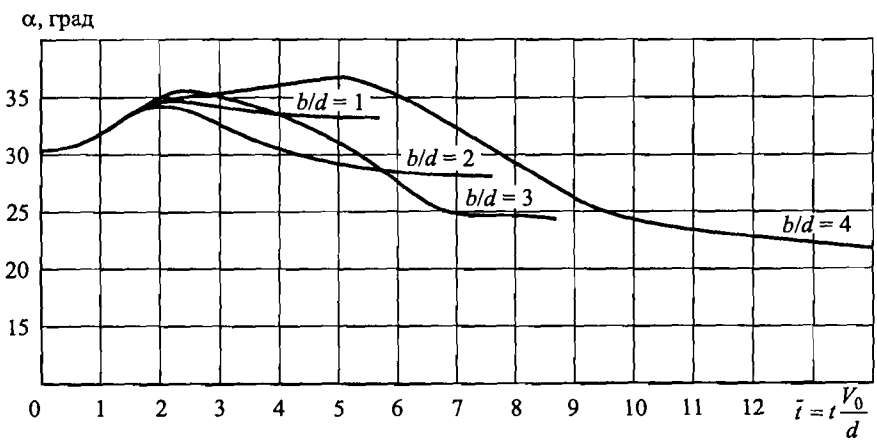


Рис. 4.15. Расчетные зависимости углового положения оси недеформирующегося сердечника при пробитии стальных броневых преград различной толщины от времени ($\alpha = 30°$, $V_{уд} = 1400$ м/с)

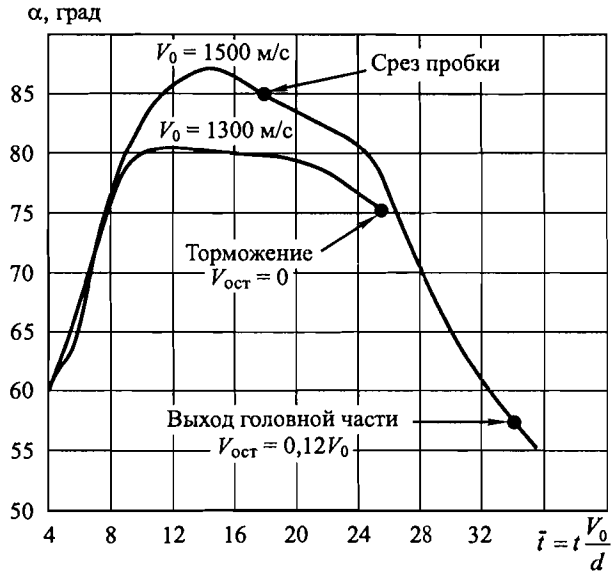


Рис. 4.16. Расчетные зависимости углового положения оси недеформирующегося сердечника при пробитии относительно толстой стальной броневой преграды от времени ($\alpha = 60°$); $V_{ост}$ — остаточная скорость

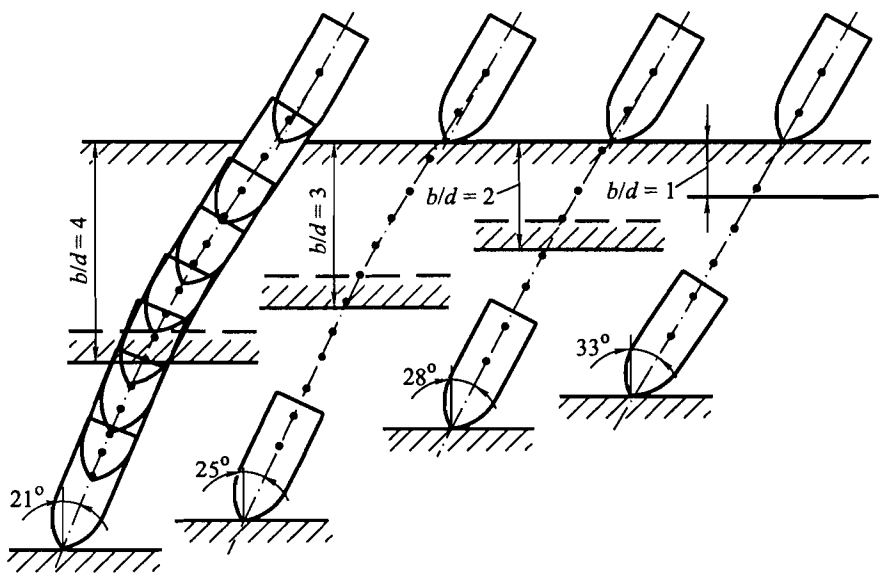


Рис. 4.17. Расчетные траектории центра инерции недеформирующегося сердечника при пробитии стальных броневых преград различной толщины и в запреградном пространстве ($\alpha = 30°$, $V_{уд} = 1400$ м/с)

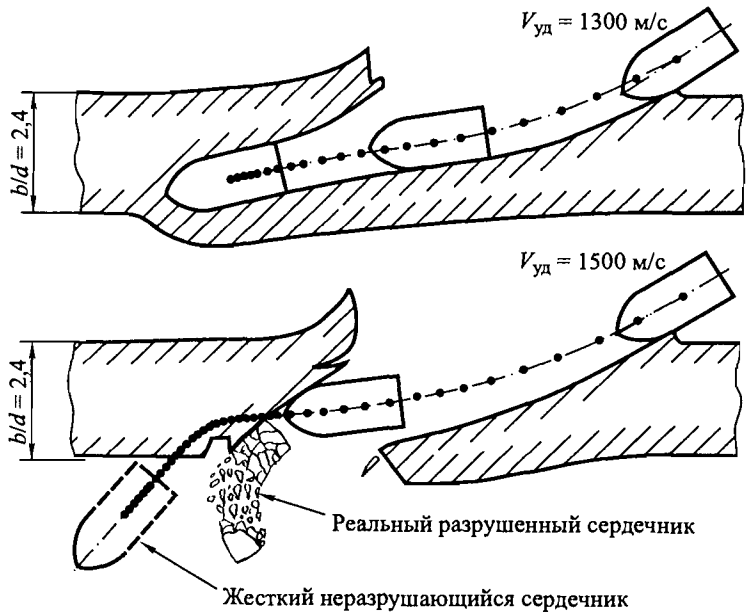


Рис. 4.18. Расчетные траектории центра инерции недеформирующегося сердечника при пробитии относительно толстой стальной броневой преграды ($\alpha = 60°$)

Как ясно из рис. 4.15, 4.16, на первой стадии углового взаимодействия (внедрение на высоту головной части) сердечник денормализуется. При относительно больших значениях b/d вторая стадия (прохождение глубинных слоев) протекает при неизменном угловом положении оси сердечника, установившемся в конце первой стадии. На третьей стадии проникания (прохождение тыльных слоев) сердечник нормализуется; эта нормализация приобретает максимальное значение при нарушении тыльной сплошности по типу среза пробки. Например, при высоте пробки $0{,}6d$ и $\alpha = 30°$ уменьшение угла наклона оси сердечника по сравнению с начальным углом встречи достигает 10°, т. е. весьма заметно.

На первой стадии проникания в достаточно толстую преграду сердечник денормализуется вследствие асимметрии действующих на его головную часть усилий со стороны брони, а также вследствие облегченного напряженно-деформированного состояния материала преграды, вытесняемого в сторону лицевой поверхности (последнее справедливо при $V_{уд} < V_{кр}$ — см. гл. 3). Некоторое время после погружения на высоту головной части сердечник продолжает денормализоваться по инерции.

Если преграда имеет относительно большую толщину, то до момента выхода границы зоны больших пластических деформаций на тыльную поверхность преграды (или, как в используемой расчетной модели, до момента, когда начинают реализовываться давления, определяемые вторым семейством линий скольжения, выходящих на тыльную поверхность) сердечник после прекращения денормализации движется по прямой. С момента появления тыльного краевого эффекта сердечник начинает испытывать действие нормализующего момента, вызванное облегчением деформирования материала под головной частью сердечника в направлении тыльной поверхности преграды. Угловое ускорение снаряда при его вращении вокруг центра инерции в сторону нормализации на заключительной стадии пробития достигает максимума при нарушении тыльной сплошности преграды, когда усилия под головной частью сердечника практически мгновенно падают до нуля.

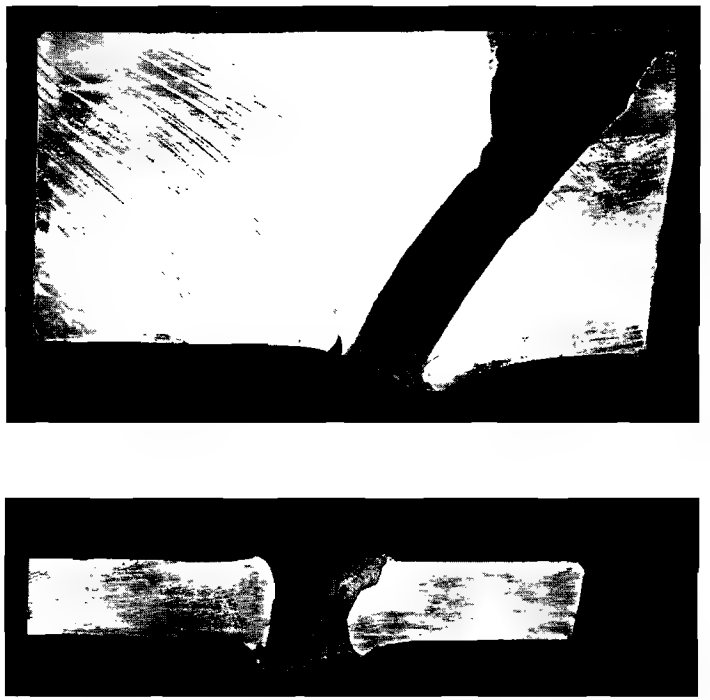


Рис. 4.19. Вид поражения стальной двухпреградной брони 80 мм + 20 мм (зазор 60 мм) сердечником модели снарядов 3БМ8 (3БМ11) при $\alpha = 30°$ и $V_{уд} = 1230$ м/с

Рис. 4.20. Вид поражения стальной броневой преграды средней твердости толщиной 100 мм сердечником снаряда 3БМ11 при $\alpha = 60°$ и $V_{уд} = 1587$ м/с

Как показывает анализ, траектория движения сердечника в броне и за ней зависит от многих факторов: относительной толщины преграды b/d, ее прочности, угла и скорости встречи, формы головной части сердечника, характера нарушения тыльной сплошности и т. д. Влияние перечисленных факторов взаимосвязано и может проявляться по-разному в зависимости от преобладания того или иного фактора над остальными. Например, при малых значениях b/d практически отсутствует вторая стадия проникания; при угловом пробитии с большими избыточными скоростями траектория сердечника изменяется слабо, тогда как пробитие той же преграды на предельных скоростях сопровождается значительным доворотом траектории в направлении нормали, и т. д.

Необходимо отметить, что учет изменения траектории сердечников особенно важен при больших углах обстрела ДБ (45° и выше), когда изменение угла подхода сердечника или его фрагментов ко второй преграде на 1...2° может привести к повышению или понижению стойкости брони на 50...100 м/с.

Анализ особенностей воздействия на реальные сердечники. Высокоскоростная фоторегистрация полета необолоченного сердечника в межпреградном пространстве после пробития относительно тонкой первой преграды при углах встречи 30 и 60° (рис. 4.21, 4.22) свидетельствует о преобладающем действии изгибных разрушающих усилий: если после пробития по нормали разрушающийся сердечник продолжает сохранять форму тела вращения, имеющего продольную ось симметрии, то при пробитии под углом фрагменты сердечника смещаются друг относительно друга в поперечном направлении.

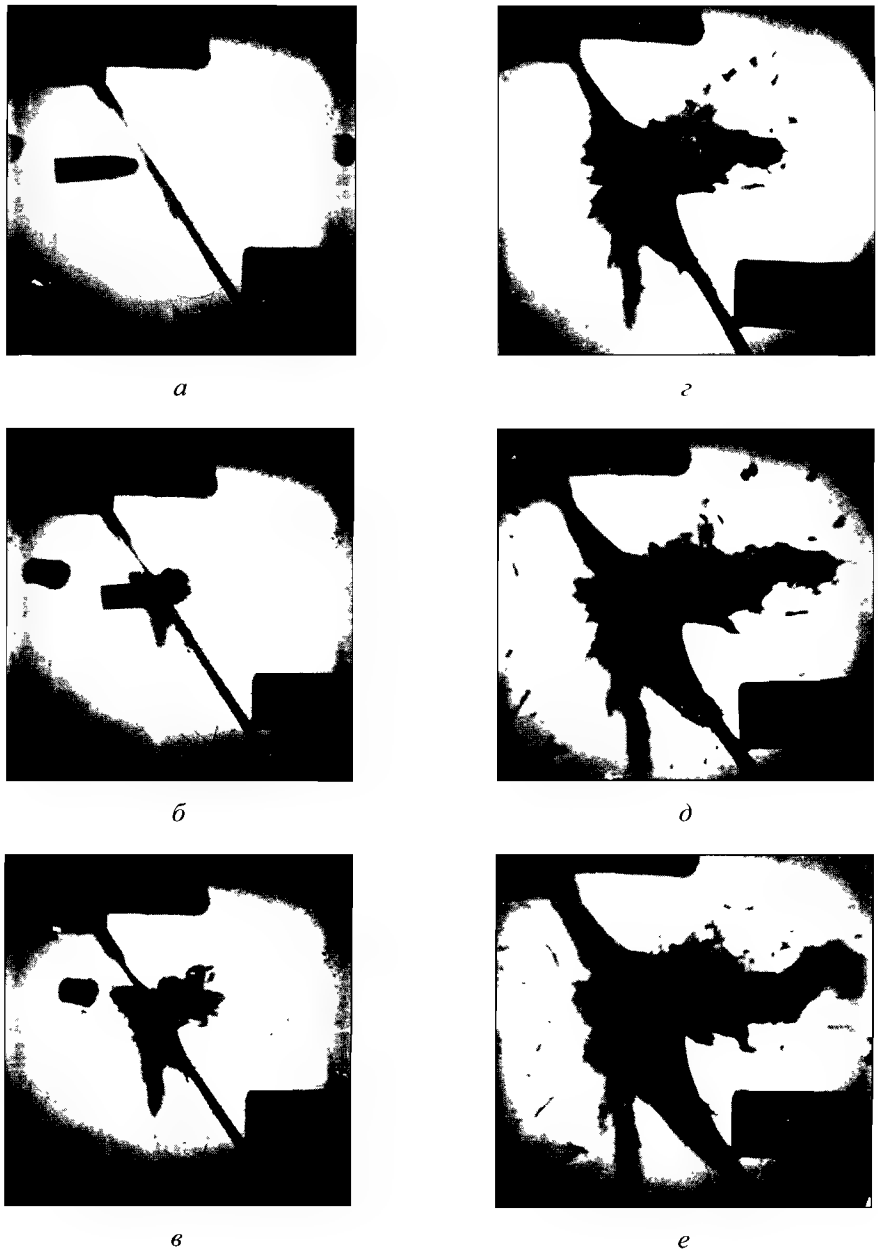


Рис. 4.21. Процесс разрушения во времени (*а* – *е*) карбидовольфрамового сердечника диаметром 19,2 мм после пробития стальной брони высокой твердости толщиной 5 мм при $\alpha = 30°$ и $V_{уд} = 750$ м/с

Рис. 4.22. Процесс разрушения во времени (*а–е*) карбидовольфрамового сердечника диаметром 19,2 мм после пробития стальной брони высокой твердости толщиной 5 мм при $\alpha = 60°$ и $V_{у.д} = 750$ м/с

Наличие у сердечников штатных снарядов демпфера и рубашки, способствующих сохранению целостности сердечника при входе в броню, накладывает определенный отпечаток на результат воздействия первой преграды на сердечник. Ввиду того что фоторегистрация процесса взаимодействия реальных снарядов с преградой из-за сильного сопутствующего фона, вызываемого остатками демпфера и рубашки, проникающими в запреградное пространство, а также осколков преграды затруднена, выводы о характере воздействия первых преград на сердечники штатных снарядов приходится делать на основании наблюдения конечной картины взаимодействия. Меридиональные разрезы по поражениям в относительно толстых преградах, в частности, показывают, что до определенных ударных скоростей хаотичного разрушения сердечника при угловом пробитии, так же как и при пробитии по нормали, не происходит; геометрия сердечников в первой преграде в основном сохраняется (у сердечников отечественных штатных снарядов — во всем диапазоне ударных скоростей, у английских — до 1300 м/с), по крайней мере, до момента нарушения тыльной сплошности преграды (см. рис. 4.10, 4.11).

Анализ расчетных траекторий периферийных точек поверхности жесткого неразрушающегося сердечника при угловом пробитии показывает, что он должен образовать в преграде канал переменного эллиптического сечения, большая ось которого превышает диаметр сердечника. Между тем экспериментальные данные (см., например, рис. 4.10, 4.19) показывают, что фактический диаметр канала в первой преграде при $\alpha = 30°$ не превышает диаметр сердечника, а поперечное сечение по его длине вплоть до момента нарушения тыльной сплошности — круглое.

Это однозначно свидетельствует о том, что в некоторый момент времени, когда кривизна траектории начинает превышать допустимый для материала сердечника изгиб, происходит приспосабливание сердечника к траектории путем разделения его на фрагменты (см. рис. 4.10). Вместе с тем на этом рисунке видно, что фрагменты движутся строго эшелонированной группой, сохраняющей геометрию, близкую к начальной геометрии сердечника. При пробитии под малыми углами встречи ($\alpha \leq 45°$) переход канала, образуемого сердечником, в каверну от выбитой пробки происходит сравнительно плавно. Вследствие этого, даже если в ходе пробития первой преграды и происходит разделение сердечника на фрагменты, они выходят из пробоины компактной эшелонированной группой, соударение которой со второй преградой осуществляется приблизительно по одной осевой линии.

При больших углах встречи ($\alpha > 45°$) переход канала в каверну от пробки происходит резко: фрагменты сердечника, двигаясь по сравнительно плавной траектории, должны внезапно поворачивать вслед за выбитой пробкой практически по нормали к тыльной поверхности преграды. В этих условиях наибольшую приспособляемость к резко изменяющейся траектории в силу обтекаемой формы имеет сохраняющая целостность головная часть, которая уходит в пробоину вслед за пробкой. Остальные фрагменты, двигаясь по инерции в направлении продолжения канала, взаимодействуют с нормализующей стенкой пробоины и в условиях отсутствия лобового и бокового подпоров разрушаются в еще большей степени (рис. 4.18). Как показывают наблюдения, до второй преграды в случае пробития относительно толстых первых преград почти целыми долетают лишь фрагменты головной части сердечника, остальные же его части разрушаются на мелкие осколки. После пробития относительно тонких первых преград ($b_1 \leq 0{,}8d$) при небольших МПР выбоины во вторых преградах повторяют геометрию сердечника, что свидетельствует о сохранении ими относительной целостности.

Экспериментально было подтверждено, что при переходе к большим углам встречи ударная скорость перестает оказывать влияние на характер разрушения сердечников.

Резюмируя вышеизложенное, можно сформулировать следующие основные выводы.

1. При исследовании силовых и кинематических факторов воздействия первой преграды на карбидовольфрамовые сердечники в широком диапазоне условий соударения целесообразно использовать расчетную модель, основанную на предварительном задании закона сопротивления преграды прониканию, учитывающего существование трех режимов проникания.

2. По влиянию на характер разрушающего воздействия на карбидовольфрамовые сердечники конструктивные углы первой преграды подразделяют на два диапазона, обусловленные различием в виде начального контакта преграды с сердечником:

– малые углы, включая 0° (вход сердечника в преграду острием головной части);

– большие углы (соударение с преградой по боковой поверхности головной части).

Переходный угол при взаимодействии с сердечниками отечественных БПС, имеющими оживальную головную часть с углом при верши-

не 90°, равен 45°, с сердечниками зарубежных БПС, имеющими двухконусную головную часть с углом при вершине 120° — 30°.

3. При малых углах встречи характер разрушения необолоченного сердечника зависит, главным образом, от диапазона ударных скоростей. При докритических скоростях сердечник, получая повреждения в виде трещин (по достижении разрушающих напряжений), сохраняет первоначальную геометрию в течение всего процесса пробития за счет обжатия материалом преграды. При закритических скоростях он интенсивно разрушается уже в начальной стадии проникания из-за исчезновения бокового обжатия в результате инерционного расширения каверны.

4. Порог ударных скоростей, при которых стальная броня средней твердости с малыми конструктивными углами начинает оказывать интенсивное разрушающее воздействие на необолоченные сердечники отечественных БПС, лежит в диапазоне 950...1000 м/с, на сердечники зарубежных БПС — 750...800 м/с. При воздействии на сердечники штатных БПС, заключенные в предохранительные оболочки, указанный порог смещается в сторону более высоких ударных скоростей: сердечники отечественных БПС сохраняют геометрию до ударных скоростей не менее 1600 м/с, зарубежных — до 1300...1350 м/с.

5. При больших конструктивных углах первой преграды характер разрушения зависит, главным образом, от диапазона толщин преграды и слабо зависит от ударной скорости. При пробитии относительно тонких преград ($b/d = 0{,}7...0{,}8$) сердечник, получая повреждения, сохраняет на выходе геометрию и скорость. При пробитии относительно толстых преград ($b/d > 0{,}8$) сердечник интенсивно разрушается внутри преграды под воздействием значительных знакопеременных моментов и резкого изменения траектории движения на конечных стадиях пробития.

6. Полученные результаты создали предпосылки для оценки состояния и кинематики карбидовольфрамовых сердечников БПС после пробития первой преграды, в процессе полета в межпреградном пространстве и в начальный момент взаимодействия со второй преградой.

4.4.2. Зависимости стойкости двухпреградной брони от ее конструктивных параметров при воздействии карбидовольфрамовых сердечников

Определение характерных диапазонов условий экспериментального исследования стойкости двухпреградной брони

Исследование зависимости стойкости ДБ от ее конструктивных параметров проведено в трех характерных диапазонах углов соударения: по нормали, при малых углах встречи и при больших углах встречи. За границу между малыми и большими углами встречи был принят угол, при превышении которого вход сердечника в броню острием головной части сменяется соударением по ее боковой поверхности. Для отечественных сердечников, имеющих угол при вершине конической головной части, переходящей в оживальную, равный 90°, таким переходным углом является угол встречи 45°, а для английских, с конической вершиной, имеющей угол раствора 120°, — угол встречи 30°. При обстреле брони под углами встречи, близкими к переходным, наблюдается нестабильность результатов, достигающая в отдельных случаях 150...200 м/с по $V_{\text{ПКП}}$.

Соударение по нормали. Это соударение характеризуется возникновением в сердечнике напряжений сжатия, увеличивающихся по мере утолщения первой преграды (до некоторого предела) и увеличения ударной скорости. При исследовании ДБ возникает необходимость рассмотрения следующих случаев:

– толщина первой преграды (b_1) такова, что задержания предохранительной оболочки сердечника на ней не происходит; в этом случае следует ожидать нулевого прироста или потери стойкости ДБ по сравнению с равномассовой монолитной броней (РМБ);

– первая преграда имеет такую толщину, которая обеспечивает задержание оболочки, но заметного разрушающего воздействия на сердечник не оказывает. Тогда, если остаточная скорость сердечника (V_2) после пробития первой преграды меньше критической ($V_{\text{кр}}$), по-прежнему следует ожидать нулевого прироста стойкости. Если же $V_{2\text{ПКП}} > V_{\text{кр}}$, то сердечник разрушается при входе во вторую преграду, даже если он предварительно не разрушен; в этом случае будет иметь место существенное превышение стойкости ДБ над стойкостью РМБ;

– толщина b_1 такова, что в первой преграде имеет место предварительное разрушение сердечника вследствие трещинообразования. То-

гда возможен выигрыш в стойкости даже при $V_{2ПКП} < V_{кр}$, причем на эффективность ДБ должна влиять величина МПР.

Соударение при малых углах встречи. Такое соударение имеет следующие особенности:

– воздействие первой преграды обусловливает возникновение в сердечнике квазистатического напряженного состояния внецентренного сжатия, т. е. в отличие от соударения по нормали добавляются еще изгибные напряжения. Напряжения растяжения и сжатия на периферийных волокнах сердечника по мере увеличения ударной скорости и угла встречи возрастают, но на первом этапе внедрения в относительно толстые и относительно тонкие первые преграды при прочих равных условиях различаются мало; в обоих случаях напряжения превышают допустимые;

– при увеличении толщины b_1 усиливается нормализация сердечника, но одновременно усиливается и его разрушение вследствие увеличения времени взаимодействия и кривизны траектории в преграде. В остальном имеют место все те же случаи, которые отмечались для соударения по нормали. Отличие состоит в сближении значений минимальной толщины b_1, необходимой для задержания оболочки, и разрушающей, при которой первая преграда начинает оказывать на сердечник разрушающее действие. При обстреле ДБ в этом случае следует ожидать достаточно большого прироста стойкости, увеличивающегося с ростом МПР даже при относительно небольших толщинах первой преграды.

Соударение при больших углах встречи. Такое соударение имеет ряд отличительных особенностей:

– значительно возрастает изгибающее воздействие на сердечник;

– усиливаются тыльные краевые эффекты;

– большую роль начинает играть нормализация сердечника в момент выхода из первой преграды;

– начальный контакт сердечника со второй преградой осуществляется по боковой поверхности головной части, имеющей докритические нормальные компоненты скорости, вследствие чего скорость соударения со второй преградой перестает играть ту решающую роль, какую она играла при малых углах встречи.

При экспериментальном исследовании необходимо рассмотрение следующих случаев:

– толщина b_1 чрезмерно мала;

– толщина b_1 достаточна для снятия с сердечника демпфера и рубашки, однако пробитие ее происходит по типу среза пробки с ми-

нимальными затратами кинетической энергии сердечника. В этом случае стойкость ДБ будет зависеть от конечного результата конкуренции эффектов нормализации и разрушения сердечника, соответственно приводящих к потере стойкости второй преграды или ее повышению. Очевидно, что в этом случае решающую роль должна играть величина МПР, определяющая время нахождения претерпевающего разгрузку (и разрушающегося вследствие этого) сердечника в свободном полете;

– толщина b_1 такова, что разрушение сердечника происходит непосредственно в первой преграде в результате резкого изменения траектории на конечном этапе пробития. В этом случае следует рассчитывать на существенный прирост стойкости ДБ даже при относительно небольших МПР.

Экспериментальные исследования зависимости стойкости ДБ от ее конструктивных параметров проводились по классической схеме планирования эксперимента (один варьируемый параметр при постоянных прочих). Исследования в каждом из указанных диапазонов углов соударения проводились при углах встречи 0, 30 и 60°, являющихся наиболее типичными для бронирования танков. Толщины параллельно расположенных стальных броневых преград варьировались в диапазоне от 10 до 200 мм, величины МПР — от нуля (зазор между плитами в пределах допуска на изгиб) до 2 м.

Анализ и интерпретация результатов испытаний

Соударение по нормали (табл. 4.2, рис. 4.23). Здесь и далее приводятся результаты натурных и лабораторных испытаний ДБ из броневых плит средней твердости.

Анализ результатов, а также наблюдения, сделанные в ходе испытаний, показывают, что характер зависимости стойкости ДБ существенно связан со скоростью соударения сердечника со второй преградой V_2 (она же $V_{2\text{ПКП}}$). Причем при ударных скоростях, когда скорость соударения сердечника со второй преградой составляет порядка 1000 м/с и выше, происходит качественное изменение характера зависимости стойкости ДБ от ее параметров.

Рассмотрим количественные изменения стойкости ДБ при скоростях соударения со второй преградой, меньших 1000 м/с и больших 1000 м/с, отдельно.

При $V_{2\text{ПКП}} < 1000$ м/с (соответствует значениям $b_2/d < 4$) наблюдаемые закономерности сводятся к следующему:

– выигрыш в стойкости ДБ по сравнению с РМБ нарастает практически от нуля до 14...16 % по мере утолщения первой преграды до $b_1/d \approx 2$ при фиксированных значениях b_2 и L (L — МПР; d — калибр сердечника; в опытах значение L/d составляло около 6); при дальнейшем увеличении b_1 прирост стойкости остается примерно постоянным;

Таблица 4.2

Фактическая стойкость стальной ДБ с различными соотношениями толщин первой и второй преград и разными МПР при $\alpha = 0°$ по сравнению со стойкостью РМБ

Калибр, индекс снаряда	Преграда			$V_{ПКП}^{ДБ}$, м/с	$V_{ПКП}^{РМБ}$, м/с	$\Delta V_{ПКП}$, м/с	$\Delta \overline{V}_{ПКП}$, %
	b_1, мм	L, мм	b_2, мм				
100 мм, 3БМ8	45	300	90	844	750	94	12,5
	150	300	90	1215	1050	165	15,7
	45	300	150	984	930	54	5,8
	90	300	150	1180	1050	130	12,4
	150	300	150	1375	1210	165	13,6
	45	1750	180	1428	1010	—	—
122 мм, 3БМ11	20	300	200	1413	1000	413	40,5
	20	650	200	1400	1000	400	40
	100	0	200	1235	1220	15	0
	100	80	200	1622	1220	480	40,0
57 мм, модель 3БМ8, 3БМ11	50 (125)	120 (350)	50 (125)	1140	1080	60	5,5
	50 (125)	405 (1020)	50 (125)	1260	1080	180	16,5
57 мм, модель L28A1	20,3 (47,2)	60 (142)	80 (190)	1480	—	—	—
105 мм, L28A1	20	1750	180	1450	—	—	—
$\alpha = 15°$							
122 мм, 3БМ11	100	300	140	1170	—	—	—

Примечание. В скобках указаны значения b_1, L, b_2 в пересчете на штатные снаряды 3БМ8, 3БМ11 (коэффициент моделирования K = 2,5) и L28A1 (K = 2,36).

– прирост стойкости ДБ практически не зависит от толщины второй преграды и при фиксированных значениях толщины b_1 и МПР $L = 6d$ одинаков как для $b_2/d = 1{,}8$, так и для $b_2/d = 3$, т. е. утолщение второй преграды в 1,67 раза на прирост стойкости ДБ не повлияло;

– рост стойкости ДБ с относительно толстыми первой и второй преградами ($b_1/d = b_2/d = 2{,}5$) с увеличением МПР близок к линейному с коэффициентом пропорциональности 0,18 $мс^{-1}мм^{-1}$. Исходная стойкость при $L = 0$ взята с учетом установленного в экспериментах факта равенства стойкости преграды из двух сложенных вместе плит (наборной преграды) и стойкости РМБ при малых углах встречи, включая 0°.

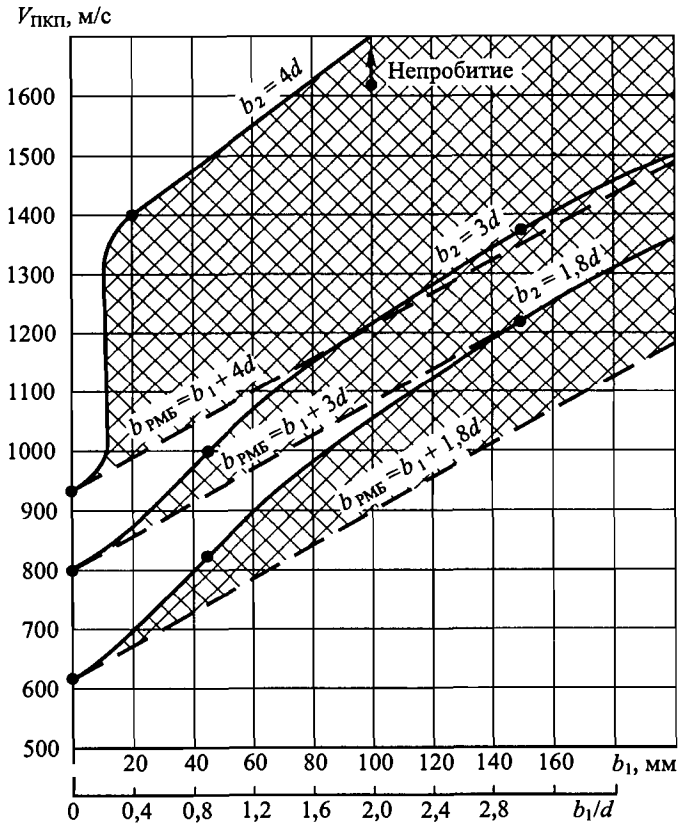


Рис. 4.23. Зависимости фактической стойкости стальной двухпреградной брони по сравнению со стойкостью равномассовой монолитной брони при воздействии снарядов 3БМ8 и 3БМ11 ($\alpha = 0°$, $L = 300$ мм). *Заштрихованная область* — прирост стойкости

При $V_{2ПКП} \geq 1000$ м/с (соответствует значениям $b_2/d \geq 4$):

– прирост стойкости ДБ резко возрастает уже при толщине первой преграды $b_1/d = 0{,}4$, достигая 40,5 %. Дальнейшее увеличение значения b_1 влечет за собой некоторое увеличение абсолютного прироста скорости ДБ (ΔV); относительный прирост не изменяется. Так, при $b_1/d = 2$ и $L/d = 6$ значение ΔV составляет 480 м/с, а $\Delta V/V_{РМБ}$ — 40,5 %, т. е. по сравнению с преградой, имеющей при прочих равных параметрах $b_1/d = 0{,}4$, эффективность первой преграды в относительном выражении не увеличивается;

– указанный прирост стойкости достигается при относительно небольшом зазоре между преградами — порядка $(1{,}0...1{,}5)d$. При дальнейшем увеличении L/d до 5...6 в системе с относительно тонкой первой преградой ($b_1/d = 0{,}4$) стойкость практически не увеличивается;

– стойкость ДБ против зарубежных снарядов APDS типа L28A1 и отечественных снарядов 3БМ8 и 3БМ11 (3БМ7) при относительно небольших МПР примерно одинакова, однако с увеличением МПР падение бронепробивной способности снарядов типа L28A1 происходит более интенсивно, чем отечественных снарядов.

Соударение при малых углах встречи ($\alpha = 30°$) (табл. 4.3, рис. 4.24). Качественного изменения характера зависимости стойкости ДБ от $V_{2ПКП}$ (и, соответственно, от b_2/d), как при $\alpha = 0°$, не наблюдается. Прирост стойкости ДБ нарастает с увеличением b_2/d монотонно, без скачков (рис. 4.25). При $\alpha = 30°$ наблюдаются следующие закономерности:

– при увеличении значения b_1/d в интервале $0{,}2 < b_1/d \leq 0{,}4$ (см. рис. 4.24) происходит резкое возрастание стойкости ДБ. Прирост стойкости ДБ с $b_1/d = 0{,}2$ равен нулю;

– увеличение b_1/d свыше 0,4 при фиксированных значениях b_2/d и L/d на прирост стойкости ДБ влияет слабо. Так, преграда с $b_1/d = 0{,}4$, $L/d = 6$ и $b_2/d = 3$ обеспечивает прирост стойкости $\Delta V = 210$ м/с, а преграда с $b_1/d = 1{,}8$ при тех же значениях L/d и b_2/d — 260 м/с. Относительный прирост остается практически неизменным, составляя в первом случае 21,5 %, во втором — 22,4 %;

– увеличение b_2/d при фиксированных значениях b_1/d и L/d приводит к возрастанию прироста стойкости ДБ (см. рис. 4.24, 4.25);

– резкий скачок стойкости ДБ от уровня стойкости РМБ происходит при появлении зазора между преградами порядка $1{,}5d$ независимо от значения b_1/d (но при условии $b_1/d \geq 0{,}4$). Так, зазор $L/d = 1{,}6$ обеспечивает преграде с $b_1/d = 1{,}8$ и $b_2/d = 3$ прирост стойкости по сравне-

нию с наборной преградой (L/d = 0) равной суммарной толщины около 18 %; такой же прирост при зазоре L/d = 1,6 и b_2/d = 3 достигается и на преграде с b_1/d = 0,4, однако с увеличением МПР прирост стойкости первой преграды увеличивается примерно по квадратичному закону, тогда как второй — незначительно и близко к линейному (рис. 4.26);

– стойкость ДБ при обстреле моделями и имитаторами снарядов L28A1 несколько выше, чем при обстреле отечественными снарядами 3БМ8 и 3БМ11 (3БМ7); при этом бронепробивная способность снарядов 3БМ8 и 3БМ11 (3БМ7) при действии по ДБ одинакова.

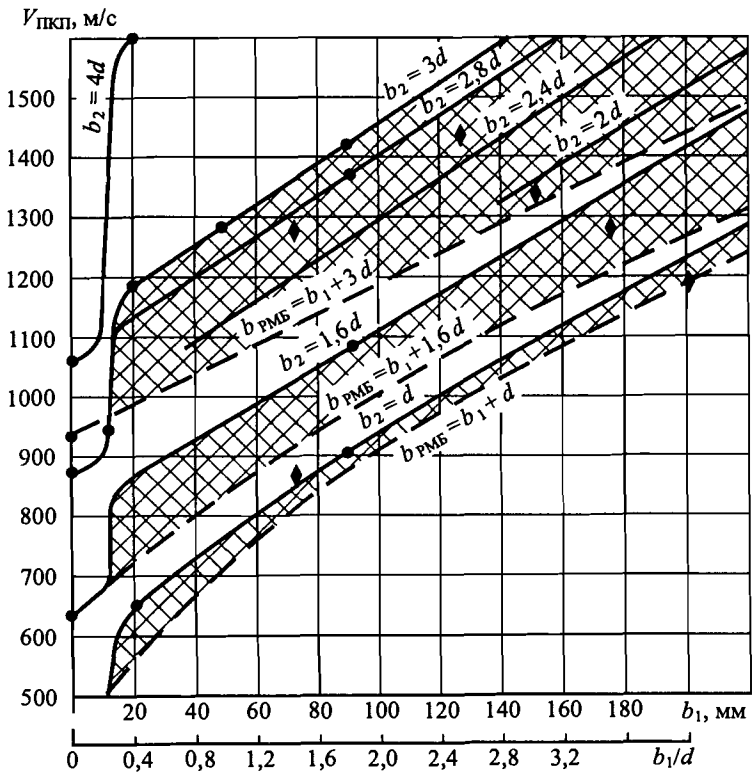


Рис. 4.24. Зависимости фактической стойкости стальной двухпреградной брони по сравнению со стойкостью равномассовой монолитной брони при воздействии штатных и модельных снарядов 3БМ8 (•) и 3БМ11 (♦) (α = 30°, L = 300 мм). *Заштрихованная область* — прирост стойкости

Таблица 4.3

Фактическая стойкость стальной ДБ с различными соотношениями толщин первой и второй преград и разными МПР при $\alpha = 30°$ по сравнению со стойкостью РМБ

Калибр, индекс снаряда	Преграда			$V_{ПКП}^{ДБ}$, м/с	$V_{ПКП}^{РМБ}$, м/с	$\Delta V_{ПКП}$, м/с	$\Delta \overline{V}_{ПКП}$, %
	b_1, мм	L, мм	b_2, мм				
100 мм, 3БМ8	20	300	50	640	560	80	14,3
	90	300	50	900	875	25	2,9
	90	300	80	1080	975	105	10,8
	20	300	150	1185	975	210	21,5
	50	300	150	1280	1045	235	22,5
	90	300	150	1420	1160	260	22,4
122 мм, 3БМ11	20	350	200	1563	1100	463	42,1
	20	675	200	1552	1100	452	41,0
	90	0	150	1170	1160	10	0
	90	80	150	1370	1160	210	28,1
	90	420	150	1440	1160	280	24,1
	90	420	140	1380	1130	250	22,1
	90	650	140	1580	1130	450	39,8
	20	85	140	1090	940	150	16
	20	750	140	1154	940	214	22,8
	10	80	140	930	920	10	0
57 мм, модель 3БМ8, 3БМ11	80 (200)	60 (150)	20 (50)	1177	1185	8	0
	70 (175)	60 (150)	31 (77,5)	1280	1200	80	6,6
57 мм, модель 3БМ8, 3БМ11	60 (150)	60 (150)	40,6 (101,5)	1340	1120	220	19,6
	30 (70)	60 (150)	50 (125)	1260	1040	220	21,2
	30 (70)	100 (250)	50 (125)	1280	1040	240	23,1
57 мм, модель L28A1	30 (70)	220 (550)	50 (125)	1420	1040	380	36,5
	20 (50)	60 (150)	80 (200)	1600	1185	415	35

Окончание табл. 4.3

Калибр, индекс снаряда	Преграда			$V_{ПКП}^{ДБ}$, м/с	$V_{ПКП}^{РМБ}$, м/с	$\Delta V_{ПКП}$, м/с	$\Delta \overline{V}_{ПКП}$, %
	b_1, мм	L, мм	b_2, мм				
57 мм, модель L28A1	20,3 (48)	60 (141,6)	80 (188)	1500	1120	380	33,9
	50 (118)	60 (141,6)	50 (118)	1470	1120	350	31,3
	50 (118)	100 (236)	30 (70,8)	1070	970	100	10,3
	50	100	30*	1050	970	80	8,3
Имитатор L28A1	20	300	50	700	430	270	62,8
	50	300	90	1070	770	300	39

* Сталь высокой твердости.

Примечание. В скобках указаны значения b_1, L, b_2 в пересчете на штатные снаряды 3БМ8 и 3БМ11 (коэффициент моделирования K = 2,5) и L28A1 (K = 2,36).

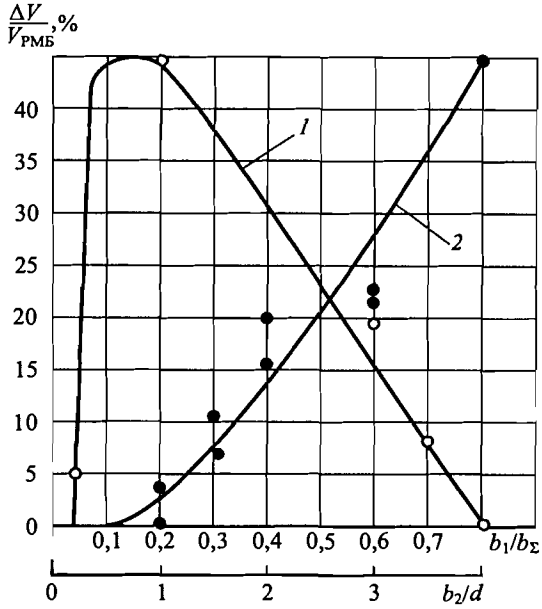


Рис. 4.25. Зависимость относительного прироста стойкости стальной двухпреградной брони по сравнению со стойкостью равномассовой монолитной брони от соотношения толщин преград (*1*) и относительной толщины второй преграды (*2*) при воздействии снарядов 3БМ8 (○) и 3БМ11 (●) (α = 30°, L = 300 мм)

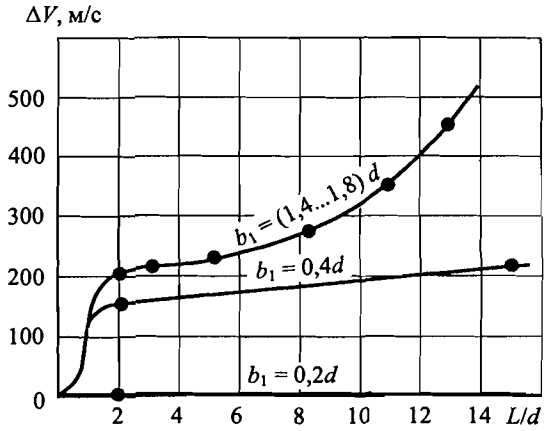


Рис. 4.26. Зависимость прироста стойкости двухпреградной брони по сравнению со стойкостью равномассовой монолитной брони от межпреградного расстояния при воздействии штатных и модельных снарядов 3БМ8, 3БМ11 ($\alpha = 30°$)

Соударение при больших углах встречи ($\alpha = 60°$) (табл. 4.4, рис. 4.27). При $\alpha = 60°$ наблюдаются различия в поведении ДБ при воздействии снарядов 3БМ11 (3БМ7) и 3БМ8, объясняемые, по-видимому, различиями в конструктивных исполнениях рубашек сердечников 100- и 122-мм снарядов. Представляется целесообразным проанализировать результаты испытаний ДБ 122-мм снарядами 3БМ11 (3БМ7) и 100-мм снарядами 3БМ8 раздельно.

Анализ результатов испытаний при воздействии снарядов 3БМ11 (3БМ7) показал следующее:

– стойкость ДБ с относительно небольшими МПР в диапазоне $0 \le L/d \le 6$ на 3,6...10,7 % ниже стойкости РМБ. При относительно тонких первых преградах ($0 \le b_1/d \le 0{,}6$) системы ведут себя так, как будто первые преграды отсутствуют вообще;

– при $b_1/d \approx 0{,}8$ начинается интенсивное возрастание стойкости ДБ. Тем не менее ее стойкость при относительно небольших МПР ($L/d \le 6$) и достаточно толстой первой преграде ($b_1/d = 1{,}2$) все еще ниже стойкости РМБ (равенство достигается при $L/d = 6$);

– влияние величины МПР на стойкость ДБ неоднозначно и зависит от толщины первой преграды (рис. 4. 28). Если аппроксимировать кривые зависимости ДБ от МПР двумя прямыми — горизонтальной на участке $0 \le L/d \le 6$ и наклонной при $L/d > 6$, то кривая зависимости ин-

тенсивности прироста стойкости $\partial\Delta V/\partial L$ от толщины b_1/d при $L/d > 6$ будет выглядеть так, как показано на рис. 4.29.

Таблица 4.4

Фактическая стойкость стальной ДБ с различными соотношениями толщин первой и второй преград и разными МПР при $\alpha = 60°$ по сравнению со стойкостью РМБ

Калибр, индекс снаряда	Преграда			$V_{ПКП}^{ДБ}$, м/с	$V_{ПКП}^{РМБ}$, м/с	$\Delta V_{ПКП}$, м/с	$\Delta\overline{V}_{ПКП}$, %
	b_1, мм	L, мм	b_2, мм				
100 мм, 3БМ8	20	300	80	1400	1220	180	14,8
	20	300	45	1150	950	200	21,1
	40	300	45	1207	1125	82	7,3
	30	300	45	1150	1050	100	9,5
	10	1300	80	1255	1160	95	8,2
	10	1300	80	1220	1160	60	5,1
	10	1300	80	1157	1160	0	0
122 мм, 3БМ7	50	300	80	1560	1400	160	11,4
	20	1320	60	1559	1090	469	43,0
	10	1320	60	973	1000	27	2,7
	10	1320	70	1139	1090	49	4,5
	10	1320	80	1233	1160	73	6,3
	10	1300	80	1150	1160	0	0
	16	1320	60	1328	1060	268	25,3
	16	1320	70	1432	1130	302	26,7
122 мм, 3БМ11	60	15	50	1210	1300	–90	–6,9
	60	80	50	1215	1300	–85	–6,9
	60	300	50	1310	1300	10	0,7
	60	600	50	1583	1300	330	25,4
	100	300	50	1587	1500	—	—
	80	300	50	1579	1400	150	17,9
	20	150	80	1090	1220	–130	–10,7
	20	300	80	1175	1220	–45	–3,6
	20	600	80	1405	1220	185	15,2
	30	280	80	1180	1300	–120	–9,2
	30	560	80	1230	1300	–70	–5,4
Модель 3БМ8 (3БМ11)	11 (27,5)	120 (300)	18,5 (46,2)	1080	1060	20	1,9

Окончание табл. 4.4

Калибр, индекс снаряда	Преграда			$V_{ПКП}^{ДБ}$, м/с	$V_{ПКП}^{РМБ}$, м/с	$\Delta V_{ПКП}$, м/с	$\Delta \bar{V}_{ПКП}$, %
	b_1, мм	L, мм	b_2, мм				
Модель 3БМ8 (3БМ11)	11 (27,5)	320 (800)	18,5 (46,2)	1260	1060	200	19
	30 (75)	120 (300)	18,5 (46,2)	1350	1360	–10	–0,7
	18,5 (46,2)	120 (300)	18,5 (46,2)	1160	1175	–15	–1,2
100 мм, имитатор L28A1	20	300	400	1025	760	265	35
	20	300	80	1330	1180	150	12,7
	15 (35,5)	120 (293)	300 (70,8)	1230	1220	10	0
57 мм, модель L28A1	15	520 (1230)	30	1350	—	—	—
	20 (47,2)	120 (293)	30 (70,8)	1340	1340	0	0
	8 (19)	520 (1230)	30 (70,8)	1450	1070	380	35
105 мм, L28A1	16	1320	70 ($\alpha = 55°$)	1459	—	—	—

Примечание. В скобках указаны значения b_1, L, b_2 в пересчете на штатные снаряды 3БМ8 и 3БМ11 (коэффициент моделирования $K = 2{,}5$) и L28A1 ($K = 2{,}36$).

Анализ результатов испытаний ДБ при воздействии снарядов 3БМ8 показал следующее:

– резкое увеличение прироста стойкости начинается уже при $b_1/d = 0{,}2$. При $b_1/d = 0{,}4$ и $L/d = 6$ относительный прирост стойкости достигает 21,1 %; дальнейшее увеличение толщины первой преграды до $b_1/d = 0{,}8$ приводит к снижению прироста стойкости до 7,3 %;

– стойкость брони с более тонкими первыми преградами ($0{,}2 \le b_1/d \le 0{,}4$) при фиксированной суммарной толщине преград выше. Соответственно при заданной стойкости ДБ системы с меньшими значениями b_1/d имеют меньшую массу. Например, при заданной стойкости $V_{ПКП} = 1400$ м/с ДБ с $b_1/d = 0{,}4$ и $b_2/d = 1{,}6$ легче равностойкой ДБ с $b_1/d = 1{,}4$ и $b_2/d = 1$ на 16,7 %.

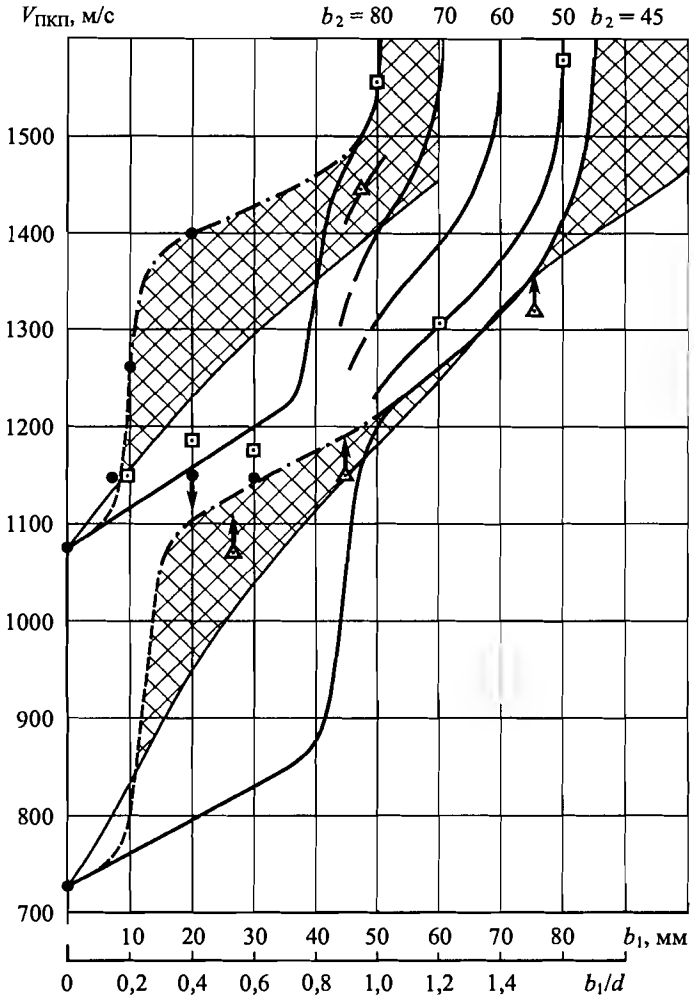


Рис. 4.27. Зависимости фактической стойкости стальной двухпреградной брони по сравнению со стойкостью равномассовой монолитной брони при воздействии штатных 3БМ8 (•) и 3БМ11 (3БМ7) (▲) и модельных 3БМ8 (▣) снарядов ($\alpha = 60°$, $L = 300$ мм). *Заштрихованная область* — прирост стойкости

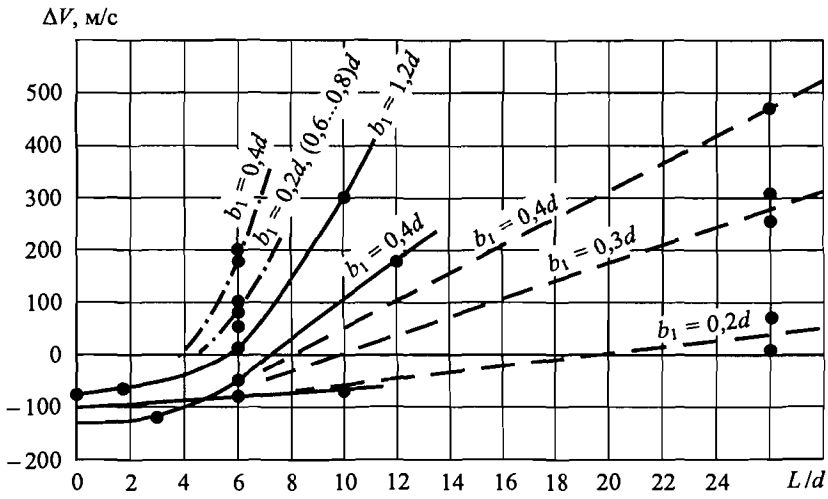


Рис. 4.28. Зависимости прироста стойкости ДБ с различной толщиной первой преграды по сравнению с РМБ от МПР при воздействии снарядов 3БМ8 (— · —), 3БМ7 (— —), 3БМ11 (——); $\alpha = 60°$

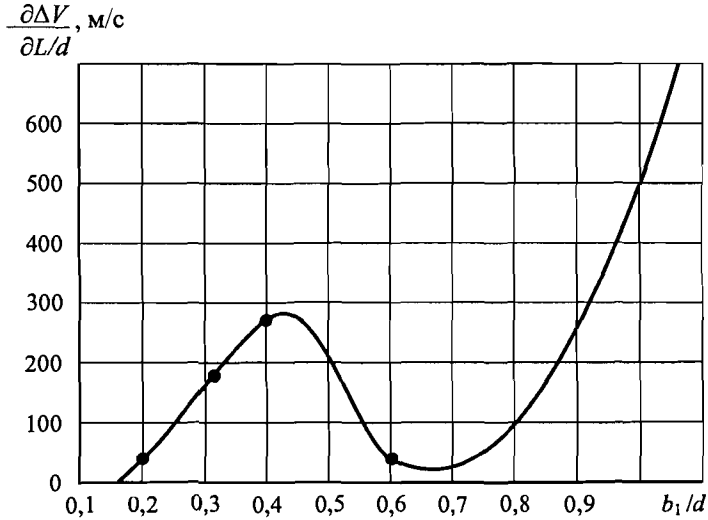


Рис. 4.29. Зависимость интенсивности прироста стойкости ДБ с увеличением МПР от относительной толщины первой преграды при воздействии снарядов 3БМ11 ($\alpha = 60°$)

При воздействии 100-мм имитаторов снарядов L28A1 стойкость ДБ с $L/d = 6$ на 70...100 м/с ниже, чем при воздействии снарядов 3БМ8, но выше, чем при воздействии снарядов 3БМ11, откуда следует, что по бронепробивной способности имитаторы занимают промежуточное положение. По данным обстрела преград модельными снарядами, бронепробивная способность снарядов L28A1 не ниже, чем снарядов 3БМ11. Единственный результат испытаний ДБ, имеющийся по штатному 105-мм снаряду L28A1, ближе к данным по имитатору.

Интерпретация результатов испытаний

Соударение по нормали. При $V_{2ПКП} < V_{кр}$ эффективность ДБ обусловливается силовым воздействием первой преграды на сердечник, усиливающимся по мере ее утолщения до $b_1/d \approx 1$ и увеличения ударной скорости. Возрастание действующих на сердечник усилий в процессе пробития преграды приводит к увеличению числа начальных разрушений цилиндрической части сердечника в наиболее нагруженных сечениях. Экспериментально наблюдаемый характер зависимости прироста стойкости ДБ от толщины первой преграды находится в согласии с результатами расчетного анализа: стойкость плавно растет с увеличением толщины первой преграды.

В межпреградном пространстве происходит фрагментация сердечника по поверхностям начальных трещин. По мере увеличения МПР разобщенность фрагментов усиливается, обусловливая рост стойкости ДБ. При торможении во второй преграде фрагменты соударяются между собой, поглощая часть кинетической энергии сердечника, что приводит к выигрышу в стойкости ДБ по сравнению с РМБ. Вместе с тем смыкание фрагментов при соударении возвращает сердечнику монолитность, обусловливая независимость прироста стойкости от толщины второй преграды, наблюдаемую экспериментально.

Выбоины во вторых преградах при малых ударных скоростях (900 м/с и менее) повторяют геометрию сердечника (рис. 4.30). При более высоких ударных скоростях сквозные пробоины во вторых преградах имеют диаметр, не превышающий диаметр сердечника, при этом наблюдается, что стенки каналов пробоин — гладкие. При несквозном поражении сердечники, окончательно разрушаясь в момент остановки, образуют каверны, напоминающие взрывные (рис. 4.31). Наблюдаемый характер поражения вторых преград, таким образом, подтверждает предположение о том, что при $V_{2ПКП} < V_{кр}$ сердечники, несмотря на получаемые повреждения, сохраняют в процессе пробития вторых преград относительную монолитность.

Рис. 4.30. Вид поражения второй преграды стальной двухпреградной брони 45 мм + 90 мм (зазор 300 мм) сердечником снаряда 3БМ8 при $\alpha = 0°$ и $V_{уд} = 836$ м/с

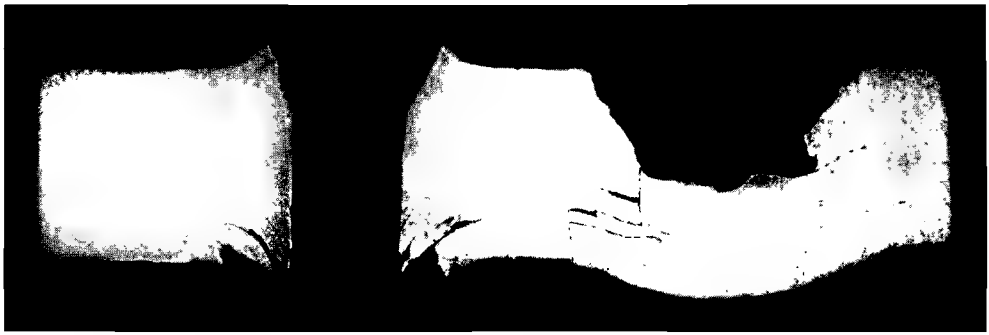


Рис. 4.31. Виды поражений второй преграды стальной двухпреградной брони 150 мм + 90 мм (зазор 300 мм) сердечниками снарядов 3БМ8 при $\alpha = 0°$ и $V_{уд} = 1228$ м/с (*слева*), $V_{уд} = 1216$ м/с (*справа*)

При $V_{2ПКП} > V_{кр}$ повышение эффективности ДБ по сравнению с ее эффективностью при $V_{2ПКП} < V_{кр}$ связано, главным образом, с интенсивным разрушением сердечника во второй преграде в результате исчезновения его бокового обжатия материалом преграды в связи с образованием кавитационной полости с диаметром, превышающим диаметр сердечника; при отсутствии предохранительной оболочки (демпфера и рубашки), задержанной первой преградой, сердечник не выдерживает возникающих в нем напряжений сжатия и разрушается, даже если первая преграда не оказывает на него существенного сило-

вого воздействия (рис. 4.32, 4.33). Образующаяся с тыла первой преграды выпучина при небольших зазорах между преградами может выполнять роль демпфера при входе сердечника во вторую преграду, вследствие чего минимально необходимая величина МПР должна с некоторым запасом превышать максимальную высоту выпучины, т. е. должна составлять не менее $(1...1{,}5)d$ — меньшие значения МПР соответствуют ДБ с тонкими первыми преградами, на которых выпучины не успевают сформироваться в достаточной степени. При относительно толстых первых преградах эффект от разрушения сердечника при входе во вторую преграду суммируется с эффектом его предварительного разрушения в первой преграде и в межпреградном пространстве.

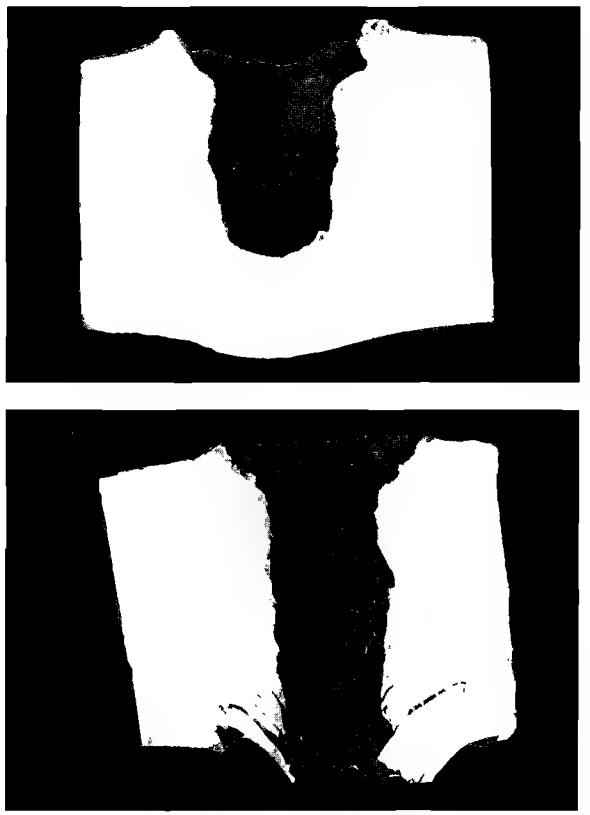
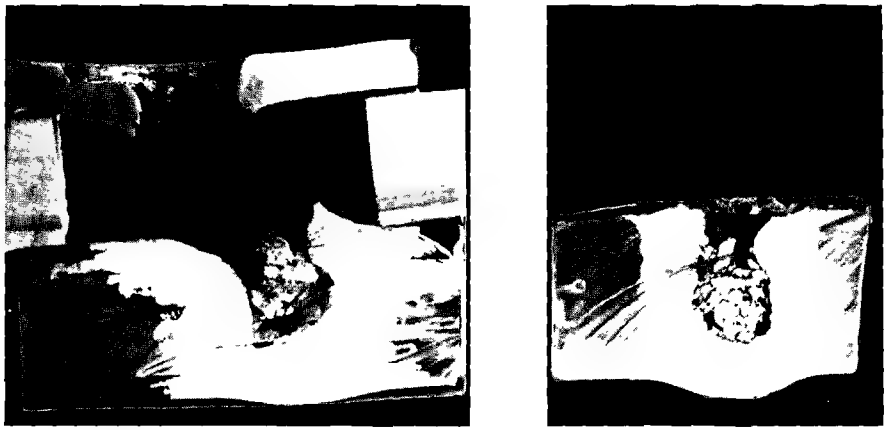


Рис. 4.32. Виды поражений второй преграды стальной двухпреградной брони 20 мм + 200 мм (зазор 300 мм) сердечниками снарядов 3БМ11 при $\alpha = 0°$ и $V_{уд} = 1393$ м/с (*вверху*), $V_{уд} = 1429$ м/с (*внизу*)



а *б*

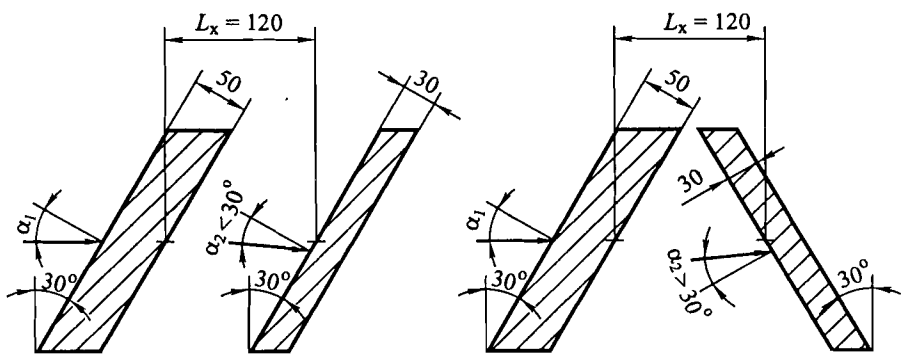
Рис. 4.33. Виды поражений стальной двухпреградной брони 20 мм + + 80 мм (зазор 60 мм) сердечниками моделей снарядов L28A1: *а* — $\alpha = 30°$; *б* — $\alpha = 0°$ (показана только тыльная преграда)

При $\alpha = 0°$ существует принципиальная возможность получения на ДБ с определенным соотношением толщин преград двух значений скорости $V_{ПКП}$. Первое значение соответствует проникании сердечника во вторую преграду при $V_2 < V_{кр}$, второе — проникании компактной массы фрагментов разрушившегося сердечника при $V_2 > V_{кр}$. Отмеченное явление наблюдалось при обстреле ДБ с $b_1/d = 2$, $L/d = 6$ и $b_2/d = 4$. Первый предел имеет место при ударной скорости 1455 м/с — образовалась сильно развитая выпучина с «сединками». Тем не менее повышение ударной скорости к пробитию этой преграды не приводило — высота тыльной выпучины резко уменьшалась и вновь достигала значительных размеров при $V_{уд} = 1620$ м/с, предел же, ориентировочно, достигается при скорости порядка 1700 м/с, получить которую на штатном пороховом заряде не представилось возможным. Очевидно, таким образом, что толщина $b_2/d = 4$ при воздействии отечественных снарядов близка к пороговой: при $b_2/d < 4$ будут наблюдаться закономерности, характерные для $V_{2ПКП} < V_{кр}$, а при $b_2/d \geq 4$ — для $V_{2ПКП} > V_{кр}$.

Соударение при малых углах встречи. Разрушающие изгибные нагрузки, действующие на сердечник при соударении под углом, усиливают эффективность первых преград по сравнению с соударением по нормали. Сердечник подходит ко второй преграде с повреждениями даже после пробития относительно тонких первых пре-

град. Увеличение толщины преграды приводит к большей фрагментации сердечника в ней, однако эффект от усиливающегося разрушения сердечника в значительной степени компенсируется усилением его нормализации в процессе пробития. В результате утолщение первой преграды влияет на прирост стойкости ДБ (по сравнению РМБ) слабо.

О достаточно ощутимом влиянии нормализации сердечника свидетельствуют результаты следующего эксперимента. Обстрелу модельными снарядами (модель L28A1) были подвергнуты две преграды, имевшие при прочих равных параметрах различное взаимное расположение первой и второй преград: в первой системе обе преграды имели угол наклона (от вертикали) 30° и располагались параллельно (рис. 4.34, *а*), во второй — навстречу друг другу также под углом 30° (рис. 4.34, *б*). При испытаниях МПР по ходу снаряда выдерживалось постоянным ($L_x/d = 6$). Первые преграды для получения возможно большей степени нормализации были выбраны относительно толстыми ($b_1/d = 2{,}1$). При отсутствии влияния нормализации стойкости обеих преград были бы равны, так как все параметры, включая углы наклона преград, были одинаковыми. Однако стойкость второй преграды, как и ожидалось, оказалась выше. Была получена разница в скорости $V_{ПКП}$ около 80...90 м/с, что при малых углах встречи представляет значительную величину (например, уменьшение угла встречи от 30 до 0° при обстреле стальной броневой плиты фиксированной толщины приводит к уменьшению ее стойкости на 100 м/с).



а *б*

Рис. 4.34. Схемы взаимного расположения первой и второй преград: *а* — параллельно; *б* — навстречу друг другу

Так же, как и при $\alpha = 0°$, в случае $V_{2ПКП} > V_{кр}$ на эффект от разрушения сердечника первой преградой накладывается эффект от интенсивного разрушения необолоченного сердечника на второй преграде. Этот эффект проявляется в виде резкого повышения стойкости ДБ при образовании между преградами зазора порядка $(1...1,5)d$; дальнейший рост стойкости ДБ при увеличении МПР обусловлен преобладающим над нормализацией эффектом разрушения сердечника в межпреградном пространстве при упругой разгрузке.

Из проведенного анализа ясно, что при малых углах встречи наибольшей стойкостью (при фиксированной суммарной толщине) будут обладать преграды с минимально необходимой для задержания предохранительной оболочки сердечника толщиной первой преграды $(0,4d)$ с соответствующим перераспределением толщины в пользу второй преграды. Такое соотношение толщин преград выгодно по следующим причинам:

– состояния сердечника после пробития относительно тонких и толстых первых преград различаются слабо, в связи с чем для максимальной реализации эффекта от его разрушения во второй преграде необходима, по возможности, наибольшая ее толщина;

– при относительно тонкой первой преграде отрицательный эффект нормализации сердечника в процессе ее пробития и полета в межпреградном пространстве минимален;

– чем толще вторая преграда (слабее влияние тыльного краевого эффекта), тем сильнее денормализация в ней головной части сердечника.

Факт денормализации сохраняющих целостность головных частей, обнаруженный экспериментально (показанный на рис. 4.35 вид поражения типичен для угла встречи 30°), нетрудно объяснить, рассматривая отдельно угловой удар головной части. Очевидно (и это легко показывается расчетом), что, имея момент инерции, меньший, чем у целого сердечника, головная часть, отделившаяся от цилиндрической, денормализуется сильнее. В результате давления разрушенной цилиндрической части этот эффект усиливается.

О более интенсивном разрушении сердечников при угловом пробитии первых преград по сравнению с нормальным свидетельствует характер зависимости стойкости ДБ от МПР при $\alpha = 30°$.

Следует отметить, что рост стойкости ДБ в зависимости от МПР, обусловленный разрушающим воздействием первой преграды на сердечник, становится заметен лишь при $L/d > 6$. Это объясняется тем, что для пробегания начальных трещин через все тело сердечника необхо-

димо некоторое время; разрушение начинает реализовываться только по прошествии этого времени по мере удаления фрагментов сердечника друг от друга благодаря начальному импульсу, возникающему при высвобождении поверхностной энергии хрупких трещин. Таким образом, установившееся мнение о том, что повышенная стойкость ДБ обусловлена исключительно разрушением сердечника при разгрузке, является неверным.

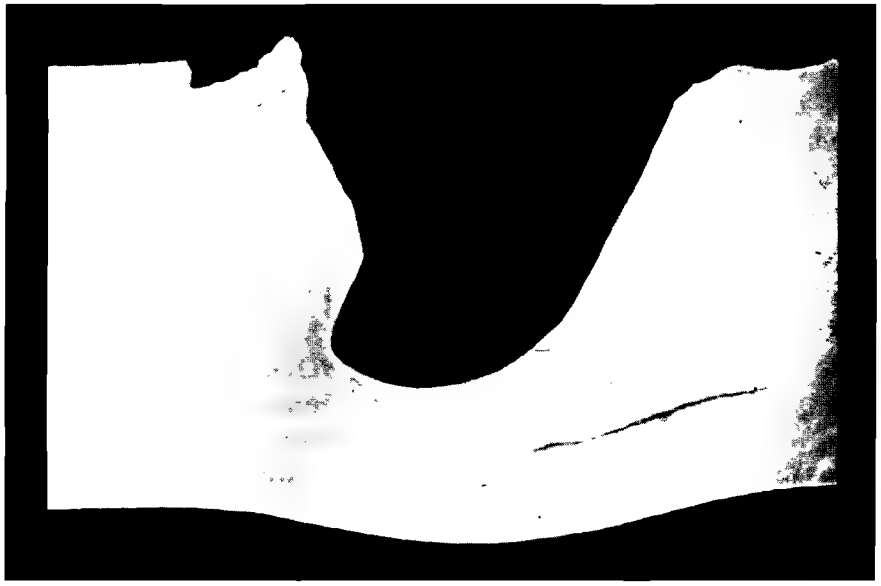


Рис. 4.35. Вид поражения второй преграды стальной двухпреградной брони 20 мм + 150 мм (зазор 300 мм) сердечником снаряда 3БМ8 при $\alpha = 30°$ и $V_{уд} = 1141$ м/с

Соударение при больших углах встречи.

Взаимодействие ДБ со снарядами 3БМ11 (3БМ7). Зависимость на рис. 4.29 можно разделить на три явно различающихся участка.

Первый участок: $0{,}2 \le b_1/d \le 0{,}4$.

Интенсивность воздействия первой преграды на сердечник с увеличением толщины в этом интервале постепенно нарастает, что проявляется в увеличении крутизны кривой $V_{ПКП} = f(L)$ (см. рис. 4.28). Тем не менее тот факт, что до значений $L/d \approx 6$ стойкость систем находится на уровне стойкости второй преграды, говорит о сохранении монолитности сердечников при соударении со вторыми преградами; об этом сви-

детельствуют также виды поражений вторых преград. Это объясняется изменившимся по сравнению с воздействием под малыми углами встречи механизмом пробития первой преграды: до значений $b_1/d =$ $= 0{,}6\ldots0{,}8$ срез пробки происходит практически сразу по всей толщине преграды и, поскольку энергетические затраты на пробитие по типу среза пробки несоизмеримо меньше затрат на пробитие по типу прокола, имеет место проигрыш в стойкости ДБ по сравнению с РМБ. При этом наличие подпора в виде второй преграды при $L = 0$ роли не играет: срез пробки в первой преграде в силу наличия свободной от касательных напряжений поверхности раздела происходит вне зависимости от подпора, и присоединившаяся к сердечнику пробка сама начинает играть роль снаряда.

Изменение условий начального контакта сердечника со вторыми преградами при больших углах встречи по сравнению с малыми приводит к исчезновению влияния остаточной скорости на качественную картину разрушающего воздействия на сердечник, что подтверждается отсутствием скачкообразного возрастания стойкости ДБ при образовании между преградами достаточного зазора.

Состояние сердечника при малых значениях L/d как будто бы не зависит от толщины первой преграды в диапазоне значений $(0{,}2\ldots0{,}4)d_0$. Тем не менее степень ее воздействия на сердечник с увеличением толщины возрастает, что проявляется в увеличении количества начальных повреждений сердечника. В течение некоторого времени после пробития первой преграды, необходимого для распространения хрупких трещин по телу сердечника, он движется, сохраняя монолитность. Затем начинает сказываться первоначальная нагрузка, которая проявляется в виде прироста стойкости ДБ по мере увеличения МПР тем большего, чем толще первая преграда (в указанном диапазоне толщин).

Второй участок: $0{,}4 < b_1/d \le 0{,}6$.

Здесь происходит падение эффективности первой преграды: рост стойкости с увеличением МПР при $b_1/d = 0{,}6$ меньше, чем при $b_1/d =$ $= 0{,}4$. Расчетный анализ траекторий сердечника в межпреградном пространстве после пробития преград из броневой стали средней твердости толщиной $0{,}2d$, $0{,}4d$ и $0{,}6d$ показывает, что углы подхода сердечника ко второй преграде с большой остаточной скоростью (1200...1600 м/с) после пробития первой преграды толщиной $0{,}6d$ заметно (на 1...2° в зависимости от величины МПР) меньше, чем после пробития преград толщиной $0{,}2d$ и $0{,}4d$, причем с увеличением МПР эта разница непрерывно увеличивается.

Таким образом, усиливающаяся при пробитии первых преград указанного диапазона толщин нормализация сердечников в определенной степени нивелирует эффект от их разрушения, приводя к снижению эффективности первых преград.

Третий участок: $b_1/d > 0{,}6$.

С толщины $b_1/d \approx 0{,}6\ldots0{,}8$ сердечник начинает разрушаться непосредственно в первой преграде, поэтому при дальнейшем увеличении ее толщины стойкость ДБ круто возрастает.

Взаимодействие ДБ со снарядами 3БМ8. Стойкость ДБ с относительно тонкими первыми преградами ($0{,}2 < b_1/d \le 0{,}4$) при воздействии снарядов 3БМ8 значительно выше, чем при воздействии снарядов 3БМ11 и 3БМ7. Это объясняется более ранним разрушением сердечников снарядов 3БМ8 по сравнению с сердечниками 3БМ11 и 3БМ7, так как рубашка снаряда 3БМ8, более тонкая на значительной длине цилиндрической части сердечника, не обеспечивает сохранения целостности сердечника при действии интенсивных изгибных нагрузок в такой степени, в какой это имеет место у 122-мм снаряда 3БМ11 (3БМ7).

Усиливающаяся с утолщением первой преграды в диапазоне $0{,}2 < b_1/d < 0{,}8$ нормализация разрушенных сердечников приводит к снижению прироста стойкости ДБ по сравнению с РМБ. При $b_1/d > 0{,}8$ вследствие диссипации фрагментов сердечника на нормализующей стенке пробоины в первой преграде стойкость ДБ, как и при воздействии снарядов 3БМ11 (3БМ7), круто возрастает.

Резюмируя вышеизложенное, можно сформулировать следующие основные результаты исследований.

1. При выборе рациональных толщин преград ДБ с учетом закономерностей сопротивления первой преграды пробитию и механизмов разрушающего воздействия преград на карбидовольфрамовый сердечник необходимо выделять следующие характерные диапазоны углов встречи (УВ) и МПР:

– малые УВ (0…45°) и малые МПР (до 300 мм по горизонтали);

– большие УВ (более 45°) и малые МПР;

– большие УВ и большие МПР (более 300 мм по горизонтали).

2. В диапазоне малых УВ и малых МПР необходимо обеспечить задержание предохранительной оболочки сердечника на первой преграде при максимуме остаточной скорости в целях наиболее полной реализации интенсивного разрушения сердечника на второй преграде при закритических скоростях проникания. В диапазоне ударных скоростей 1000…1600 м/с это достигается при толщине первой преграды из сталь-

ной брони 20 мм (0,4d). При этом основная доля прироста стойкости ДБ по сравнению с РМБ достигается при относительно небольших МПР — 50...80 мм (1,0...1,5)d; дальнейшее увеличение МПР до 300 мм (6d) слабо влияет на повышение стойкости ДБ (не более 1...2 %).

3. Выбор рациональных толщин преград ДБ при защите как от отечественных, так и от зарубежных БПС с карбидовольфрамовым сердечником (КВС) на реальных дальностях боя (0...2 км) в диапазоне малых УВ и малых МПР позволяет получить до 40...45 % выигрыша по массе на ДБ по сравнению с равностойкой монолитной броней.

4. В диапазоне больших УВ и малых МПР необходимо создать условия для интенсивного разрушения сердечника непосредственно в первой преграде, для чего ее горизонтальная толщина должна превышать пороговую, равную 90 мм (1,8d). Толщина второй преграды должна быть достаточной для задержания потока фрагментов сердечника без раннего нарушения тыльной сплошности, эта толщина зависит от величины МПР (степени рассеяния потока фрагментов). Для получения примерного равенства по стойкости ДБ в сравнении с РМБ при МПР, равном 300 мм (6d), при суммарной толщине 250 мм (5d) (толщины и МПР — по горизонтали) толщина первой преграды должна составлять 90 мм (1,8d); при меньших толщинах ДБ проигрывает по стойкости РМБ. С дальнейшим увеличением суммарной толщины стойкость резко возрастает (4...5 % на каждые 5 мм), а соотношение толщин преград играет второстепенную роль.

5. Выбор рациональных толщин преград ДБ при защите от БПС с КВС на реальных дальностях боя в диапазоне больших УВ и малых МПР позволяет получать до 25...30 % выигрыша по массе в сравнении с равностойкой монолитной броней при том же α, т. е. меньше, чем при малых УВ. Однако в связи с тем, что увеличение УВ при защите от БПС с КВС обеспечивает дополнительный эффект и на монолитной броне за счет усиления денормализации и удлинения траектории сердечника в преграде, использование ДБ при больших УВ не менее (а часто и более) эффективно, чем при малых.

6. В диапазоне больших УВ и больших МПР для большинства случаев, представляющих практический интерес, достаточно толщины первой преграды, обеспечивающей снятие оболочки сердечника и нанесение ему возможно большего числа повреждений в виде начальных трещин. Развитие хрупких трещин в теле сердечника и его разделение на фрагменты при достаточной длине свободного полета в межпреградном пространстве приводит к такому же падению бронепробивной

способности сердечника, как и при пробитии относительно толстой первой преграды.

Наиболее эффективная по отношению к сердечникам, слабо чувствительным к фактору двухпреградности (при больших УВ), 122-мм БПС (3БМ7 и 3БМ11) горизонтальная толщина первой преграды составляет 40 мм (0,8d).

7. Наличие в межпреградном пространстве ДБ относительно легкого малопрочного наполнителя практически не влияет на выбор ее рациональных конструктивных параметров. Стойкость ДБ с такого рода наполнителями увеличивается пропорционально их прочности.

4.5. Действие по двухпреградной броне оперенных бронебойных подкалиберных снарядов

4.5.1. Анализ и интерпретация результатов экспериментальных исследований

Краткая характеристика оперенных бронебойных подкалиберных снарядов

В процессе работы над кандидатской диссертацией В.А. Григоряном были проведены широкие экспериментальные исследования стойкости ДБ в зависимости от ряда ее конструктивных параметров при воздействии оперенных бронебойных подкалиберных снарядов (ОБПС), даны анализ и интерпретация полученных результатов.

В качестве средств испытаний были выбраны штатные отечественные ОБПС 3БМ6 и 3БМ15 к 115-мм и 125-мм гладкоствольным пушкам У5-ТС и Д-81 соответственно. Принципиальное различие выбранных средств состоит в том, что снаряд 3БМ6 является цельнокорпусным (рис. 4.36), а снаряд 3БМ15 — комбинированным (рис. 4.37), имеющим в головной части стального корпуса небольшой твердосплавный (карбидовольфрамовый) сердечник (диаметром 20 мм), назначение которого, по замыслу проектировщиков, состоит в обеспечении более высокого бронепробивного действия снаряда по сравнению с цельнокорпусным при малых α.

Показатели бронепробивного действия указанных снарядов представлены на рис. 4.38. При малых углах встречи цельнокорпусный снаряд 3БМ6 имеет самую низкую бронепробивную способность. С увеличением α бронепробивная способность этого снаряда (по ходу) растет и при α = 60...80° превышает бронепробивную способность БПС с КВС в среднем на 10 % (при равной ударной скорости).

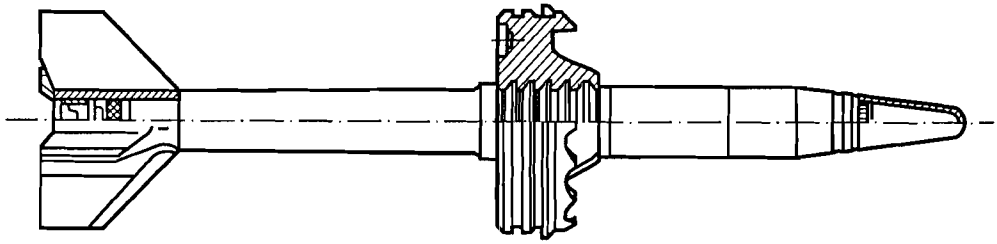


Рис. 4.36. Эскиз 115-мм снаряда 3БМ6

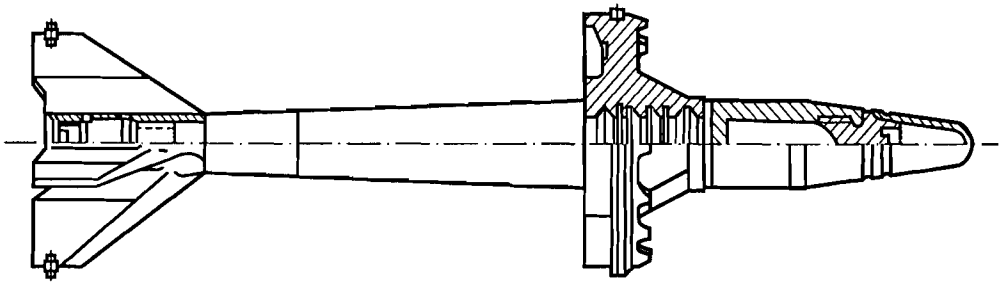


Рис. 4.37. Эскиз 125-мм снаряда 3БМ15

Наличие твердосплавного сердечника у снаряда 3БМ15 обеспечивает ему самое высокое бронебойное действие при малых углах встречи в диапазоне 0...17°, затем следует резкое падение бронебойного действия до уровня цельнокорпусного снаряда.

Анализ и интерпретация результатов испытаний при малых углах встречи

Анализ результатов испытаний цельнокорпусными ОБПС (табл. 4.5). Данные свидетельствуют, что при малых углах встречи разница в стойкости ДБ и РМБ не превышает разброса результатов, полученных при испытаниях монолитной брони. Достоверно можно заключить, что стойкость ДБ, во всяком случае, не ниже стойкости монолитной брони равной массы и с увеличением МПР либо остается на исходном уровне (при $\alpha = 0°$), либо незначительно (максимум на 5 %) повышается (при $\alpha = 30...45°$) в реальном диапазоне МПР.

Анализ результатов испытаний комбинированными ОБПС (табл. 4.6, рис. 4.39). Полученные данные, а также наблюдения, сделанные в ходе испытаний, позволяют заключить следующее.

Таблица 4.5

Фактическая стойкость стальной ДБ с различными соотношениями толщин первой и второй преград и разными МПР по сравнению со стойкостью РМБ при воздействии снарядов 3БМ6 в диапазоне малых углов встречи

Угол встречи, град	Преграда			$V_{ПКП}^{ДБ}$, м/с	$V_{ПКП}^{РМБ}$, м/с	$\Delta V_{ПКП}$, м/с	$\Delta\overline{V}_{ПКП}$, %
	b_1, мм	L, мм	b_2, мм				
0	120	470	120	1460	1470	10	0
	120	1400	120	1460	1470	10	0
	90	330	100	1370	1350	20	1,48
	90	900	100	1390	1350	40	2,96
30	20	350	80	1000	940	60	6,40
	20	850	80	1010	940	70	6,90
	20	500	80	1080	1050	30	2,90
	20	850	80	1100	1050	50	4,80
45	90	500	100	1520	1430	90	6,30
	90	1000	100	1560	1430	130	9,10
	40	500	80	1185	1150	35	3,04
	80	500	40	1140	1150	10	0

При $\alpha = 0...15°$:

а) наборная преграда из двух плит, сложенных вместе (величина зазора — в пределах изгиба плит), обладает несколько большей стойкостью, чем РМБ. Например, при суммарной толщине преграды $b_\Sigma =$ = 300 мм выигрыш по стойкости в данных испытаниях составил 4,6 %. Пробитие наборной преграды на конечном этапе осуществляется сердечником (рис. 4.40);

б) при появлении между преградами зазора порядка 20 мм стойкость броневой системы резко возрастает (до 45 %) по сравнению со стойкостью РМБ; вторая преграда при этом во всех случаях пробивается корпусом снаряда;

в) стойкость систем при $L = \text{const}$ и $b_\Sigma = \text{const}$ тем выше, чем толще вторая преграда и, соответственно, тоньше первая (минимальная толщина первой преграды в данных опытах составила 50 мм, однако, по-видимому, при защите от снаряда 3БМ15 она не является минимально возможной);

г) после скачкообразного возрастания стойкости систем при разнесении преград на расстояние порядка калибра сердечника дальнейшее увеличение МПР приводит к линейному возрастанию стойкости с коэффициентом пропорциональности 0,15 $мс^{-1}мм^{-1}$;

д) при $\alpha = 15°$ зависимость стойкости от соотношения толщин преград такая же, как и при $\alpha = 0°$. При $\alpha = 15°$ все еще наблюдается пробитие сердечником относительно тонкой второй преграды (50 мм).

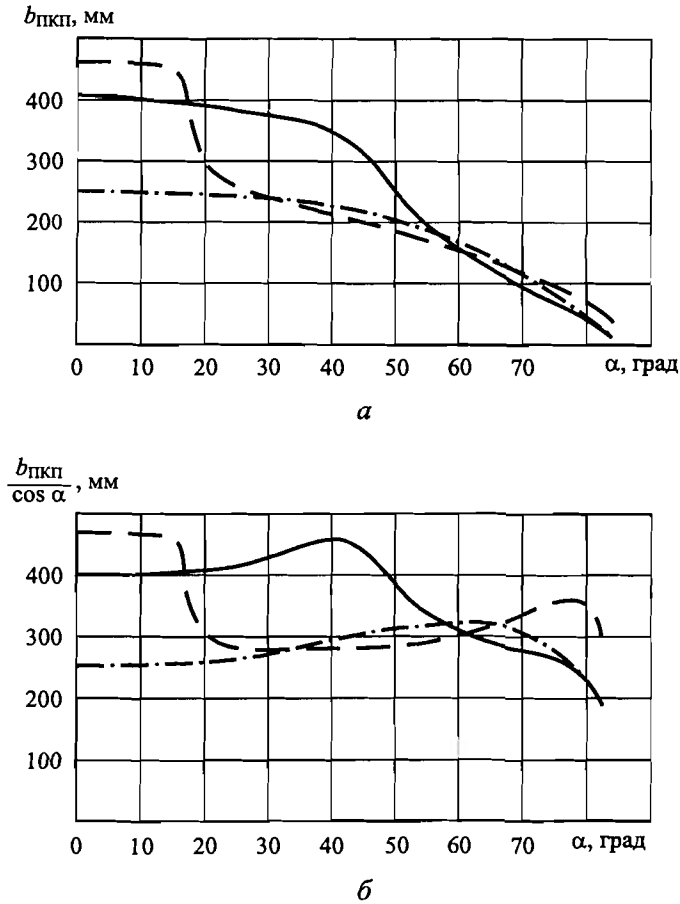


Рис. 4.38. Зависимости защищающих по нормали (*а*) и по ходу (*б*) толщин монолитной стальной брони от углов встречи при $V_{уд} = 1500$ м/с при воздействии БПС трех типов: ——— — с карбидовольфрамовыми сердечниками 3БМ11 (3БМ8); – · – — оперенных цельнокорпусных 3БМ6; – – – — комбинированных (с головным расположением карбидовольфрамового сердечника) 3БМ15

Таблица 4.6

Фактическая стойкость стальной ДБ с различными соотношениями толщин первой и второй преград и разными МПР по сравнению со стойкостью РМБ при воздействии снарядов 3БМ15 в диапазоне малых углов встречи

Угол встречи, град	Преграда			$V_{ПКП}^{ДБ}$, м/с	$V_{ПКП}^{РМБ}$, м/с	$\Delta V_{ПКП}$, м/с	$\Delta\overline{V}_{ПКП}$, %
	b_1, мм	L, мм	B_2, мм				
0	100	0	200	1230	1175	55	4,6
	100	400	200	1650	1175	475	40,4
	100	1000	200	1740	1175	565	48,1
	50	70	200	1420	1075	345	32,1
	50	300	200	1450	1075	375	34,9
	50	1000	200	1570	1075	495	46,1
	200	300	50	1300	1075	225	20,9
	50	480	200	1610	1100	510	46,4
15	200	300	50	1410	1100	310	28,2
	100	0	150	1620	1550	70	4,5
	100	330	150	1645	1550	95	6,1
	100	1000	150	1680	1550	130	8,4
30	50	330	150	1383	1350	33	2,4
	150	330	50	1385	1360	25	1,84
	50	350	80	1050	1050	0	0

При $\alpha = 30°$:

а) пробитие второй преграды всегда осуществляется корпусом снаряда;

б) стойкость ДБ несколько выше стойкости РМБ; эта разница с увеличением суммарной толщины растет и при значениях b_Σ и L, близких к реально возможным, достигает 6 %;

в) стойкость системы с увеличением МПР слабо линейно возрастает ($\partial V_{ПКП}/\partial L = 0{,}06$ мс$^{-1}$мм$^{-1}$);

г) соотношение толщин преград роли практически не играет; стойкость при $b_\Sigma = \text{const}$ остается примерно на одном и том же уровне независимо от величины b_1/b_2.

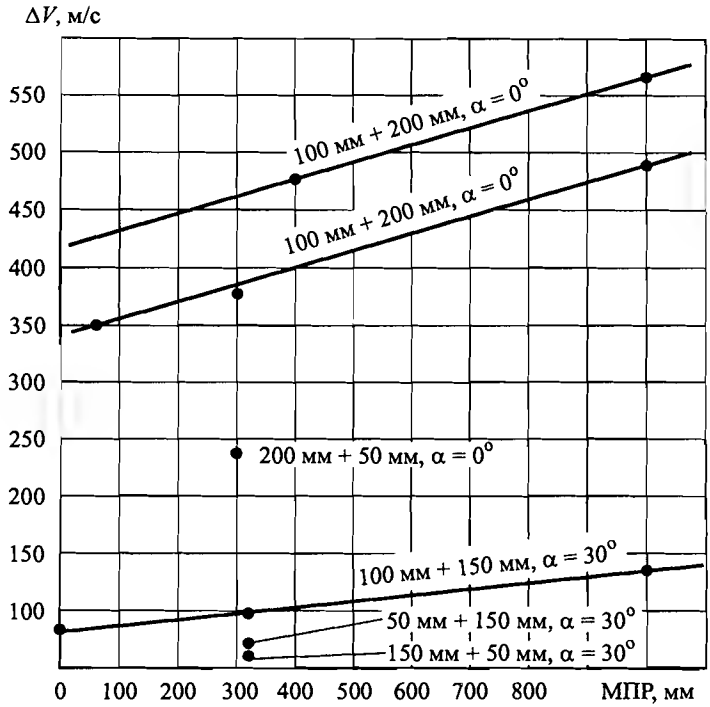


Рис. 4.39. Зависимость прироста стойкости стальной ДБ по сравнению с РМБ от МПР при воздействии снарядов 3БМ15 ($\alpha = 0, 30°$)

Интерпретация результатов.

1) $\alpha = 0...15°$.

При анализе результатов испытаний ДБ при воздействии на нее ОБПС с головным расположением твердосплавного сердечника под углами $\alpha = 0...15°$ прослеживается достаточно четкая аналогия с результатами испытаний БПС с КВС. Очевидно, что решающую роль при пробитии брони снарядами 3БМ15 играет сердечник.

При взаимодействии с наборной (без зазора) или монолитной преградой лидирующий сердечник, сохраняющий благодаря всестороннему обжатию относительную целостность (рис. 4.40, 4.41), снижает интенсивность расходования наседающей массы стального корпуса, экономит запас кинетической энергии снаряда и повышает его бронепробивное действие в целом. Разрезы по поражениям в толстых наборных преградах показывают, что стальной корпус снаряда, разрушаясь путем трещинообразования, по длине расходуется мало; расходование его массы

происходит экономно преимущественно за счет «стачивания» по боковой поверхности. По этой причине снаряды типа 3БМ15 в диапазоне углов $\alpha = 0...15°$, при которых сердечник функционирует нормально, обладают значительно более высоким бронебойным действием по монолитной броне, чем цельнокорпусные снаряды типа 3БМ6.

Рис. 4.40. Вид поражения второй преграды наборной стальной брони 100 мм + 200 мм активной частью снаряда 3БМ15 при $\alpha = 0°$ и $V_{уд} = 1198$ м/с

Рис. 4.41. Вид поражения стальной броневой преграды толщиной 200 мм активной частью снаряда 3БМ15 при $\alpha = 0°$ и $V_{уд} = 1280$ м/с

Высокие скорости проникания комбинированного снаряда в преграду, превышающие на значительном пути критическую скорость, а также малая площадь контакта сердечника с преградой способствуют существенному снижению влияния краевых эффектов на сопротивление брони внедрению. В силу этого при обстреле комбинированными снарядами наборных преград влияние краевых эффектов отступает на второй план по сравнению с приростом механических свойств, которые у наборной преграды (вследствие того, что она составлена из плит меньшей толщины, имеющих более высокие механические характеристики) выше, чем у РМБ. Поэтому стойкость наборной преграды

больше стойкости равномассовой монолитной, причем с увеличением суммарной толщины (ударной скорости) и прочности составляющих наборную преграду плит разница в стойкости увеличивается.

Образование между преградами зазора, превышающего высоту выпучины, образующейся с тыла первой преграды, приводит при $V_2 > V_{кр}$ к практически мгновенному разрушению лишенного демпфера сердечника на второй преграде, и дальнейшее ее пробитие осуществляется фрагментами корпуса, следующими эшелонированной группой за сердечником. Если толщина первой преграды такова, что по выходе из нее $V_2 < V_{кр}$, а вторая преграда имеет относительно небольшую толщину, то пробитие последней может осуществляться непосредственно сердечником. Тем не менее и в этом случае при достаточном МПР возможно получение выигрыша в стойкости по сравнению с РМБ, так как сердечник и корпус подходят ко второй преграде частично разрушенными; этот выигрыш, однако, меньше выигрыша, получаемого на ДБ с обратным распределением толщин. Разрушение сердечника при появлении зазора между преградами обусловливает скачкообразное возрастание стойкости ДБ. Усиливающаяся диссипация фрагментов сердечника и корпуса вызывает дальнейший рост стойкости по мере увеличения МПР (см. рис. 4.39).

2) $\alpha = 30°$.

Данные по обстрелу снарядами 3БМ15 монолитных броневых преград свидетельствуют о резком падении бронепробивного действия этих снарядов при $\alpha = 17...30°$ (нижний предел соответствует штатной ударной скорости, верхний — 1000 м/с). Причиной падения бронепробивного действия является нарушение нормального функционирования сердечника из-за его денормализации в момент входа в броню, результатом чего является разделение траекторий сердечника и корпуса и последующее разрушение сердечника. При $\alpha = 30°$, например, окончательный уход сердечника с основной траектории происходит на глубине порядка 100 мм (рис. 4.42, 4.43). При $\alpha = 45°$, как правило, наблюдается обратный выход сердечника с лицевой стороны преграды рядом с основной каверной.

Очевидно, что в случае ухода сердечника с основной траектории дальнейшее взаимодействие брони с корпусом снаряда не будет отличаться ничем от ее взаимодействия с цельнокорпусным снарядом. Соответствующим образом ведет себя ДБ: ее взаимодействие со снарядами 3БМ15 принципиально не отличается от взаимодействия со снарядами 3БМ6.

Рис. 4.42. Вид поражения стальной броневой плиты толщиной 150 мм активной частью снаряда 3БМ15 при α = = 30° и $V_{уд}$ = 1397 м/с

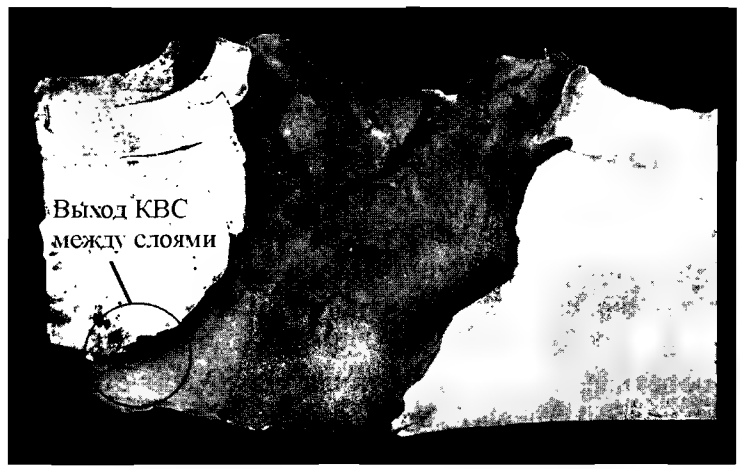
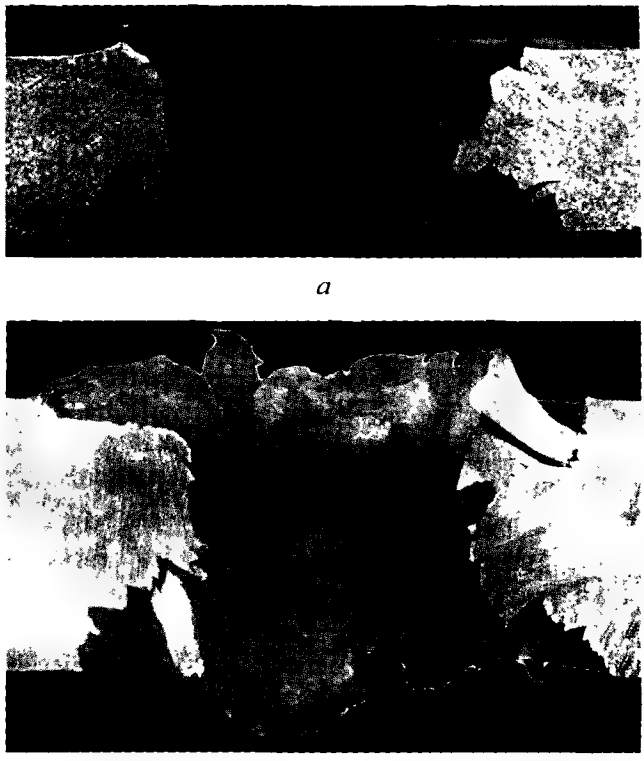


Рис. 4.43. Вид поражения первой преграды наборной стальной брони 100 + 150 мм активной частью снаряда 3БМ15 при α = 30° и $V_{уд}$ = 1631...1662 м/с



а

б

Рис. 4.44. Виды поражений стальных броневых плит толщиной 50 мм (*а*) и 100 мм (*б*) активными частями снарядов 3БМ15 при $\alpha = 0°$ и $V_{уд} = 1500...1700$ м/с

При обстреле как цельнокорпусными, так и комбинированным снарядами при $\alpha = 30°$ ДБ обладает стойкостью не меньшей, чем РМ Этот факт требует объяснения, поскольку наблюдаемые значительны нарушения сплошности первой преграды (рис. 4.44) должны приводи к уменьшению суммарной эффективной толщины ДБ по сравнению РМБ и, следовательно, к снижению ее стойкости. На этот счет мож дать следующие объяснения.

1. В течение значительного отрезка времени проникания (бол 80 %) скорость движения контактной поверхности практически пос янна [4.11, 4.12] и для случая соударения пары сталь — сталь прим но равна половине скорости заднего торца снаряда, т. е. для реальн диапазона скоростей составляет 700...800 м/с. Интенсивное тормо ние срабатывающихся снарядов происходит на коротком по врем

заключительном этапе проникания. Так как площадка контакта по форме близка к полусфере, нормальные компоненты скорости проникания в зоне контакта практически совпадают с полной скоростью, т. е. превышают критическую.

В связи с тем, что преграда пробивается при практически постоянной скорости проникания, весь процесс происходит в закритическом режиме, т. е. без влияния (или при слабом влиянии) тыльного краевого эффекта на сопротивление первой преграды. Наблюдаемый характер поражения можно объяснить эффектом последействия, т. е. отрывом массы разогнанного металла преграды уже после пробития. Вследствие этого конечная картина поражения не отражает реального характера нарушения тыльной сплошности в процессе пробития, и на передний план, как и в случае наборной преграды, выходит повышение суммарной прочности преград.

2. Уменьшение эффективной толщины ДБ компенсируется частичным нарушением прочности (разрыхлением) пластически деформированного участка корпуса снаряда, примыкающего к контактной поверхности, в результате чего бронепробивное действие указанного участка по второй преграде ослабевает. Кроме того, имеются данные работ Института гидродинамики СО АН СССР, свидетельствующие о том, что на этапе нестационарного проникания корпус снаряда расходуется интенсивнее, чем при установившемся движении.

Анализ и интерпретация результатов испытаний при больших углах встречи ($> 45°$)

Анализ результатов испытаний цельнокорпусными ОБПС (табл. 4.7, рис. 4.45, *а*) показал следующее:

– наборная преграда с относительно тонкой первой преградой проигрывает в стойкости РМБ до 10 %; при этом стойкость наборной преграды практически не отличается от стойкости второй преграды (как будто первая преграда отсутствует);

– с увеличением МПР от 0 до 400 мм стойкость ДБ возрастает на 100...150 м/с от уровня стойкости наборной преграды. По сравнению со стойкостью РМБ стойкость ДБ тем не менее возрастает незначительно, всего на 50...80 м/с, что составляет 4...6 % от стойкости РМБ;

– при МПР в диапазоне 400 мм $\leq L \leq$ 600 мм стойкость остается примерно на постоянном уровне;

– при $L > 600$ мм и $b_1 = 20...30$ мм происходит увеличение прироста стойкости, доходящее при $V_{уд} = 1460$ м/с до 230 м/с (17,7 %).

Таблица 4.7

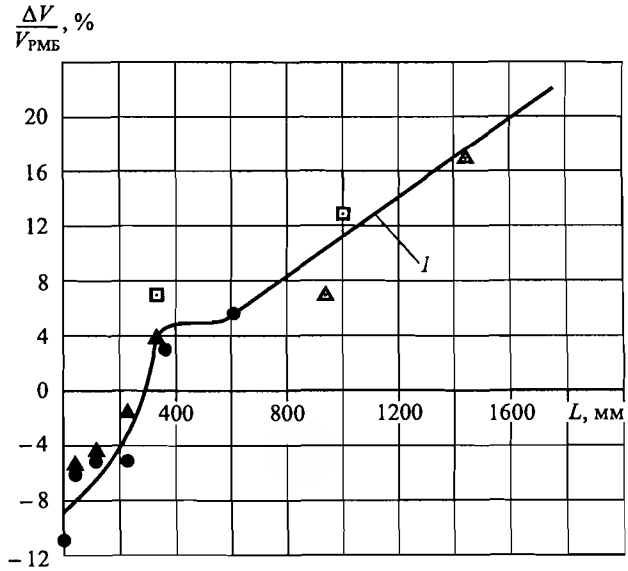
Фактические данные по стойкости ДБ из параллельно расположенных стальных бронеплит при обстреле ОБПС 3БМ6 и 3БМ15 под большими углами встречи

Индекс снаряда, угол встречи	Преграда			$V_{\text{ПКП}}^{\text{ДБ}}$, м/с	$V_{\text{ПКП}}^{\text{РМБ}}$, м/с	$\Delta V_{\text{ПКП}}$, м/с	$\Delta \bar{V}_{\text{ПКП}}$, %	Длина выбоин во второй преграде, мм	Средняя длина выбоины, мм
	b_1, мм	L, мм	B_2, мм						
3БМ15, 60°	20	0	70	1095	1095	0	0	190, 155, 170, 180, 165, 180	173
	20	650	70	1195	1095	100	9,1	170, 150, 170, 170, 150, 178	165
	20	1050	70	1245	1095	150	13,7	175, 175, 180, 190, 180	180
	20	1700	70	1345	1095	250	22,8	210, 225, 230, 230	224
	50	0	100	1546	1480	66	4,5	200, 200, 160, 185	186
	50	175	100	1570	1480	90	6,1	220, 210, 210, 195	209
	50	850	100	1760	1480	280	18,9	230, 240, 310, 310, 210	272
	100	1430	50	1590	1480	110	7,4	—	—
	80	840	70	1600	1480	120	8,1	—	—
3БМ15, 65°	50	210	70	1567	1420	147	10,4	180, 180, 180, 190, 190, 170, 250, 215, 185, 180, 180	190
	50	590	70	1535	1420	115	8,1	220, 230, 205, 230, 215, 210	220
	50	830	70	1595	1420	175	12,3	210, 250, 210, 220, 220	222
	50	1670	70	> 1816	1420	> 396	30,3	260, 255, 230, 250	249
	70	700	50	1470	1420	50	3,5	—	—
	70	1650	80	1730	1625	105	6,5	—	—
	20	210	70	1320	1210	110	9,1	140, 173, 170, 175, 165	165
	20	630	70	1310	1210	100	8,3	200, 170, 190, 185, 180	185
	20	1650	70	1596	1210	386	31,9	285, 305, 290, 330	303

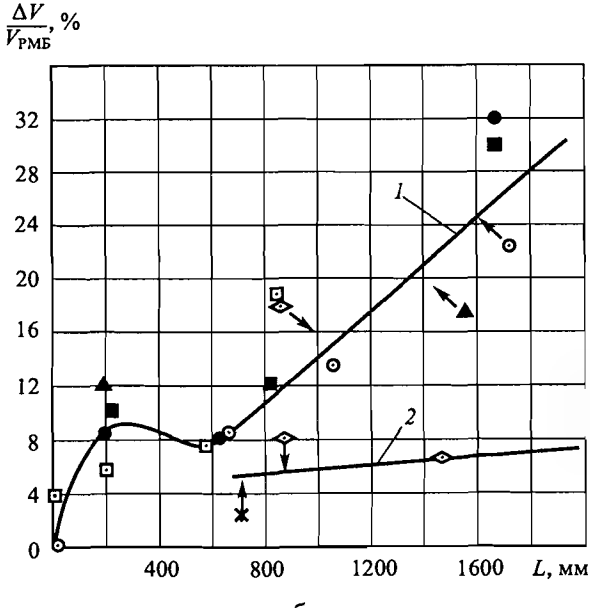
Окончание табл. 4.7

Индекс снаряда, угол встречи	Преграда			$V_{ПКП}^{ДБ}$, м/с	$V_{ПКП}^{РМБ}$, м/с	$\Delta V_{ПКП}$, м/с	$\Delta \overline{V}_{ПКП}$, %	Длина выбоин во второй преграде, мм	Средняя длина выбоины, мм
	b_1, мм	L, мм	B_2, мм						
3БМ15, 65°	20	1580	70	1360	1210	150	12,4	250, 230, 220, 240, 210, 220	228
	10	210	70	1260	1120	140	12,5	140, 200, 170, 160, 170, 180	170
	10	1550	70	1325	1120	205	18,3	260, 160, 245, 220, 230, 180, 210, 225, 230	218
3БМ6, 60°	50	340	80	1485	1390	95	6,8	—	—
	50	1000	80	1560	1390	190	13,7	—	—
	30	360	80	1380	1300	80	6,1	—	—
	30	940	80	1400	1300	100	7,6	—	—
	30	1460	80	1530	1300	230	17,7	—	—
3БМ6, 65°	10	70	80	1235	1305	– 70	– 5,4	200, 180, 190, 170	190
	10	120	80	1250	1305	– 55	– 4,2	190, 180, 180, 230, 170	190
	10	240	80	1290	1305	– 15	– 1,2	180, 170, 180, 180, 200	182
	10	350	80	1355	1305	50	3,8	180, 190, 180, 190	185
	20	0	70	1165	1305	– 140	– 10,7	140, 200, 160, 160, 200, 180	190
	20	70	70	1230	1305	– 75	– 5,7	130, 140, 145, 170, 170, 180	155
	20	130	70	1250	1305	– 55	– 4,2	160, 170, 150, 165, 150	160
	20	240	70	1240	1305	– 65	– 5,0	180, 160, 150, 160, 165	163
	20	360	70	1355	1305	50	3,8	190, 190, 220, 220, 220, 210, 210, 195	210
	20	600	70	1385	1305	80	6,1	255, 230, 230, 210	230

Примечание. В таблице приведены длины выбоин только тех поражений, которые были близки к предельным кондиционным; последовательность значений в строках соответствует порядку их получения в опытах.



а



б

Рис. 4.45. Зависимость относительного прироста стойкости стальной ДБ от МПР по горизонтали при воздействии снарядов 3БМ6 (*а*) и 3БМ15 (*б*) ($\alpha = 60$ и 65°, $b_2 = 50...100$ мм):
1 — $b_1 < b_{кр}$; *2* — $b_1 > b_{кр}$; ▲, ▣, ▲, ●, ◈, ■ — фактические данные (см. табл. 4.7)

Анализ результатов испытаний комбинированными ОБПС (см. табл. 4.7, рис. 4.45, *б*) позволил заключить следующее:

– стойкость наборной преграды не ниже стойкости РМБ;

– при толщине первой преграды, меньшей некоторой пороговой, стойкость ДБ меняется в зависимости от МПР примерно по такому же закону, как и при испытаниях цельнокорпусными снарядами: возрастание стойкости в среднем на 10 % на участке $0 < L < 200$ мм, некоторое падение (на 1...2 %) на участке 200 мм $\le L \le 450$ мм и непрерывное возрастание при $L > 450$ мм приблизительно по линейному закону;

– по превышении некоторой пороговой толщины первой преграды эффективность ДБ при больших МПР резко снижается: стойкость ДБ находится на уровне или несколько выше (на 2...3 %) стойкости наборной преграды, составленной из тех же плит;

– из двух систем с фиксированной суммарной толщиной преград большей стойкостью обладает та, у которой первая преграда тоньше. Например, стойкость системы 50 мм + 70 мм при угле $\alpha = 65°$ выше стойкости системы 70 мм + 50 мм при том же угле на 60...70 м/с.

Интерпретация результатов. Фактические данные говорят о том, что характер зависимости стойкости ДБ от МПР практически одинаков при воздействии как цельнокорпусных, так и комбинированных снарядов с той разницей, что стойкость наборной ($L = 0$) преграды при воздействии цельнокорпусных снарядов всегда ниже стойкости РМБ, тогда как при воздействии комбинированных снарядов стойкость наборной преграды, как правило, выше среднего уровня стойкости РМБ.

Очевидно, что эта разница связана с уходом сердечника комбинированного снаряда с траектории в результате денормализации на этапе внедрения в первую преграду; часть длины корпуса, таким образом, практически не участвует в пробитии первой преграды, в результате чего при равной ударной скорости стойкость ДБ при воздействии снарядов 3БМ15 всегда выше, чем при воздействии снарядов 3БМ6. Падение стойкости наборной преграды по сравнению с РМБ имеет ту же причину, что и при воздействии сердечников снарядов типа APDS (см. разд. 3.1), а именно, значительное возрастание ослабляющего влияния тыльного краевого эффекта, приводящего к раннему срезу пробки в первой преграде.

Представляется также интересным проанализировать причины наблюдаемого изменения эффективности ДБ с изменением МПР (см. рис. 4.45).

На участке 1: $0 \le L \le 200$ мм для комбинированных ОБПС 3БМ15;
$0 \le L \le 300$ мм для цельнокорпусных ОБПС 3БМ6.

Возрастание стойкости ДБ на этом участке связано с обнаруженным явлением изгиба головной части корпуса снаряда при пробитии с большими избыточными скоростями относительно тонких экранов. Экспериментальные данные, полученные в кандидатской диссертации В.А. Григоряна, говорят о том, что изгиб головных частей корпусов имеет место и при пробитии более толстых первых преград (до 50 мм включительно). Результатом изгиба головной части корпуса является ослабление его бронепробивного действия во второй преграде вследствие децентрализации удара. Анализ причин изгиба головной части корпуса показывает, что он, скорее всего, вызывается моментом, возникающим при взаимодействии головной части корпуса с нормализующей стенкой пробоины, остающейся за выбитой пробкой.

На участке 2: $250 \le L \le 500$ мм для 3БМ15;
$350 \le L \le 450...500$ мм для 3БМ6.

После пробега поперечной волны по длине корпуса «информация» о действующем на головную часть корпуса изгибающем моменте распространяется на всю длину корпуса и может привести к его нормализации под действием этого же момента. При этом очевидно, что чем толще первая преграда и, соответственно, короче корпус снаряда после ее пробития, тем сильнее нормализация. Это обстоятельство накладывает определенные ограничения на выбор толщины первой преграды: при фиксированной суммарной толщине ДБ первая преграда должна иметь, по возможности, меньшую толщину.

Экспериментальные данные свидетельствуют о том, что падение стойкости ДБ из-за нормализации на этом участке при воздействии снарядами 3БМ15 незначительно (в среднем 2 % по сравнению с концом участка *1*), но тем не менее обнаруживается практически на всех испытанных системах; при воздействии снарядов 3БМ6 стойкость на участке *2* в среднем постоянна.

На участке 3: $L > 450...500$ мм для 3БМ6 и 3БМ15.

Возрастание стойкости на этом участке связано с дестабилизацией снаряда (вращением остатка корпуса снаряда вокруг центра инерции) при полете в межпреградном пространстве по выходе из первой преграды. О том, что при больших МПР снаряд подходит ко вторым преградам с увеличенными, по сравнению с начальными, углами атаки, свидетельствует рост длин выбоин во вторых преградах по мере увеличения МПР (см. табл. 4.5, 4.6). Кроме того, экспериментально был

зафиксирован разворот снаряда в межпреградном пространстве на расстоянии 7...12 м после пробития относительно тонких экранов до положения плашмя (рис. 4.46). Имеются косвенные свидетельства того, что дестабилизирующее воздействие на корпус снаряда может усиливаться ударом по первой преграде нижних лопастей хвостового оперения, которое у снарядов изготовляется из высокопрочной стали.

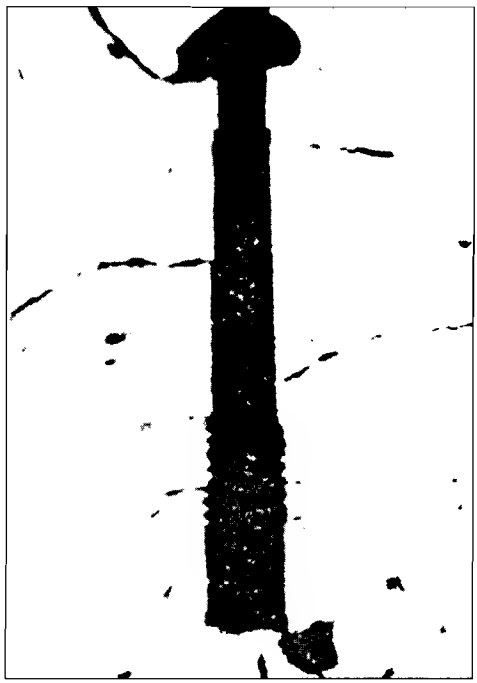


Рис. 4.46. Отпечаток остатка корпуса снаряда 3БМ6 в картоне после пробития стальной броневой плиты толщиной 14 мм при $\alpha = 70°$ с $V_{уд} = 1550$ м/с и прохождения в запреградном пространстве расстояния 7 м

По зависимостям $V_{ПКП} = f(L)$ и значениям длин выбоин во вторых преградах видно, что увеличение значений $V_{ПКП}$ и длин выбоин начинается при значениях L, примерно соответствующих длине корпуса снаряда, т. е. после окончания процесса взаимодействия первой преграды с хвостовым оперением. По превышении некоторой пороговой толщины первой преграды $b_1 > b_{порог}$ стойкость ДБ при $L > 450...500$ мм практически перестает зависеть от величины МПР (во всяком случае, эта за-

висимость во много раз слабее, чем при $b_1 < b_{\text{порог}}$). Скорее всего начиная с пороговой толщины первая преграда оказывает на снаряд стабилизирующее действие. Достаточно часто наблюдается резкое возрастание стойкости ДБ с относительно тонкими экранами порядка 10...20 мм при обстреле снарядами 3БМ15 со штатными скоростями в диапазоне 1750...1780 м/с, хотя те же системы пробиваются указанными снарядами при заведомо меньших ударных скоростях. Рассмотрение выбоин во вторых преградах в этих случаях показывает, что корпус снаряда подходит к ней разрушенным. Наиболее вероятной причиной разрушения корпусов является потеря мало сработавшимся (а следовательно, имеющим достаточно большую длину) корпусом продольной устойчивости в результате удара хвостовым оперением о первую преграду с большой скоростью (рис. 4.47).

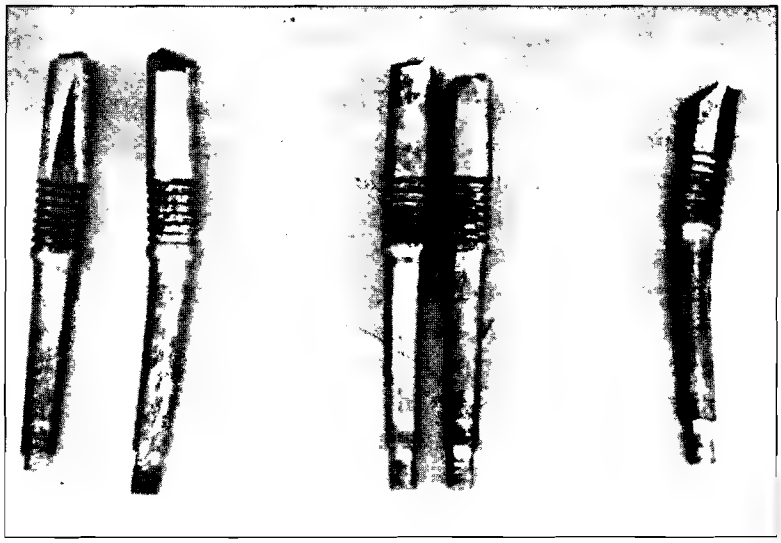


Рис. 4.47. Остатки корпусов снарядов 3БМ6 после пробития стальной броневой плиты толщиной 14 мм при α = = 55, 62, 70° (*слева направо*)

Таким образом, конечный результат взаимодействия ДБ с ОБПС при больших МПР может существенным образом зависеть от конструкции хвостового оперения, прочности материала, из которого изготовляются его лопасти, и от прочности соединения хвостового оперения с корпусом. При отделении оперения от корпуса до завершения процесса его взаимодействия с первой преградой снаряд не денормализуется. Такая

неопределенность характера воздействия первой преграды на корпус ОБПС приводит к значительной нестабильности результатов по стойкости ДБ. Необходимо отметить, что разброс величин тем более значителен, чем больше углы встречи. Например, при $\alpha = 68...70°$ разброс $V_{\text{ПКП}}$ по указанным снарядам достигает таких величин, что становится затруднительным даже ориентировочное предсказание стойкости той или иной двухпреградной структуры.

Целями дальнейших исследований на основе богатого экспериментального материала стали разработка физической модели взаимодействия броневых слоев с корпусами из тяжелых сплавов, получение зависимостей степени срабатывания сердечников и картины их характерных состояний от условий соударения.

4.5.2. Физическая модель взаимодействия оперенных бронебойных подкалиберных снарядов с двухпреградной броней

В докторской диссертации В.А. Григоряна задача разработки физической модели решалась с помощью масштабного моделирования процессов взаимодействия на лабораторной трассе с гладкоствольной баллистической установкой и визуализации картины фиксированных состояний сердечников методом рентгенографии. Параллельно выбранные варианты обсчитывались с помощью двумерной численной модели программного комплекса KRUG [4.13].

Основные результаты этих исследований можно сформулировать следующим образом:

– степень срабатывания сердечников независимо от их удлинения и твердости преграды с достаточной для практических расчетов точностью можно описать простейшими зависимостями вида

$$l_{\text{р}} = (1{,}0...1{,}1)\,b \text{ при } \alpha = 0...30°;$$

$$l_{\text{р}} = (1{,}4...1{,}5)\,b/\cos\alpha \text{ при } \alpha = 60...70°,$$

где $l_{\text{р}}$ — длина сработавшейся части сердечника, мм; b — толщина преграды, мм; α — угол встречи.

Необходимо особо отметить, что, строго говоря, степень срабатывания сердечников, как установлено, практически не зависит от угла встречи. Разница в длинах сработавшейся части при малых и больших углах возникает из-за того, что при замере длин остатков сердечников на рентгенограммах при больших углах встречи необходимо учитывать длину разрушающейся (вследствие изгиба на нормализующей

стенке пробоины) части сердечника, непосредственно примыкающей к его переднему торцу. Это правомерно, так как данный участок в дальнейшем пробитии не участвует;

– ход «экранной» кривой нельзя объяснить, если результатом воздействия экранов на сердечники считать только срабатывание и обламывание сердечников у переднего торца. Анализ выявил значительно более сложную картину взаимодействия, существенно зависящую от удлинения сердечника, толщины и угла наклона экрана и других условий соударения.

Феноменологическая картина взаимодействия снаряда с броней при косом соударении может быть описана следующим образом.

Первый этап. Денормализация сердечника в целом или его части (в зависимости от длины сердечника), доходящая до 17° при полном выходе сердечника за преграду, что обусловлено «выталкивающим» воздействием последней на головную часть сердечника на этапе нестационарного проникания. Степень этого воздействия, характеризующаяся давлениями на контактной поверхности порядка 3000...5000 МПа, лимитируется двумя факторами:

1) временем нормализации контактной поверхности (в форме «грибка») к оси сердечника;

2) временем выхода границы зоны больших пластических деформаций в материале преграды на ее тыльную поверхность, определяющим момент начала падения нормальной составляющей давления сопротивления (тыльный краевой эффект).

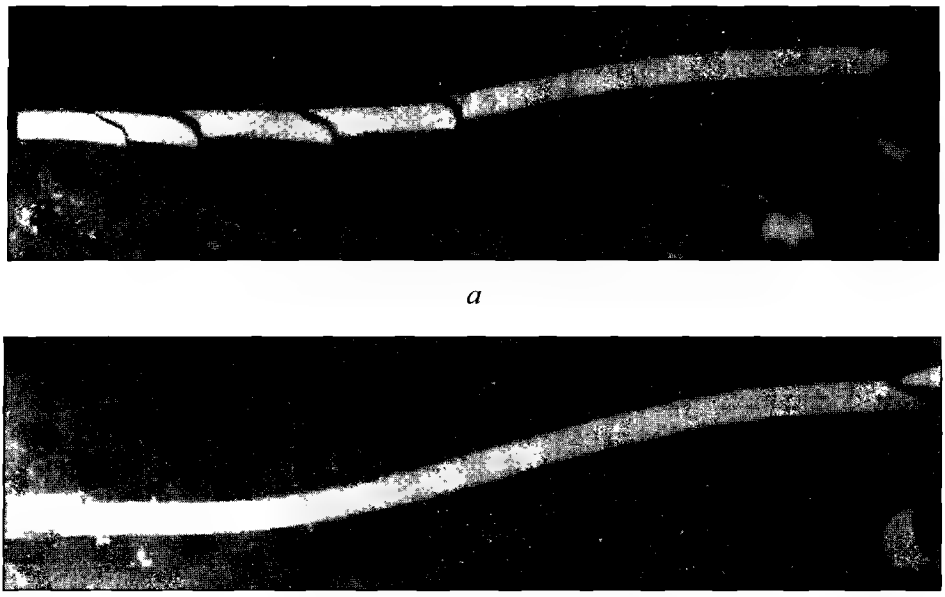
Второй этап. Удар разворачивающегося в направлении нормали (к экрану) сердечника хвостовой частью по кромке каверны и его разрушение на фрагменты как из-за этого воздействия, так и в местах реализации наибольших изгибающих моментов в срединных участках и у переднего торца.

Это разрушение сердечника на эшелонированные фрагменты особенно отчетливо наблюдается при использовании экранов из стали повышенной твердости (рис. 4.48), хотя степень срабатывания на них остается практически неизменной.

Описанная картина реализуется в полной мере лишь в случае достаточной длины полета сердечника за преградой. При меньших МПР происходит частичное деформирование и разрушение сердечника, чем объясняется вид «экранной» кривой на ее начальных участках.

Типичные рентгенограммы состояния сердечников различных удлинений после пробития экранов различной толщины в сопоставле-

нии с аналогичными вариантами, полученными расчетом с помощью численной двумерной модели комплекса KRUG, представлены на рис. 4.49 – 4.51.



а

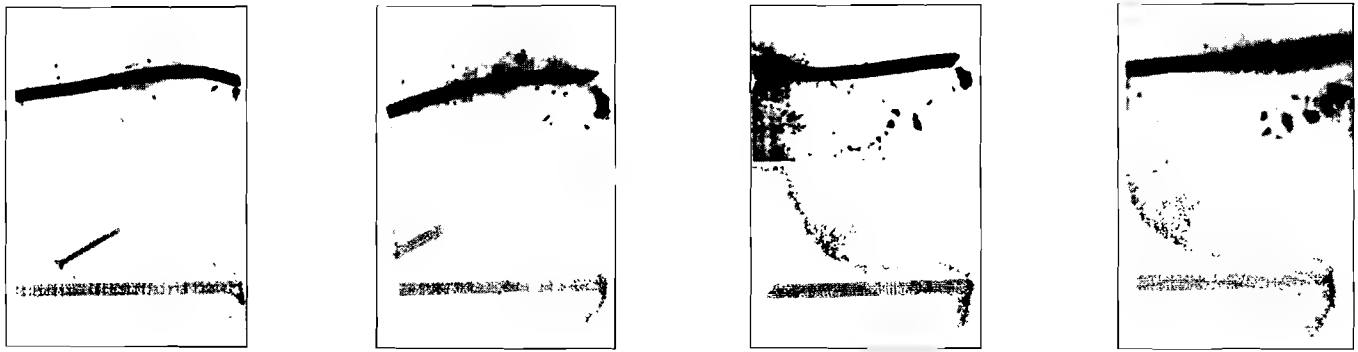
б

Рис. 4.48. Рентгенограмма состояния модельных сердечников из сплава ВНЖ с относительным удлинением 32 после пробития экранов (b = 9 мм) из стали повышенной (*а*) и средней (*б*) твердости при $\alpha = 60°$ и $V_{уд} = 1600$ м/с

В ходе работы выявились очевидные недостатки данной модели, которые, строго говоря, присущи всем двумерным моделям как таковым.

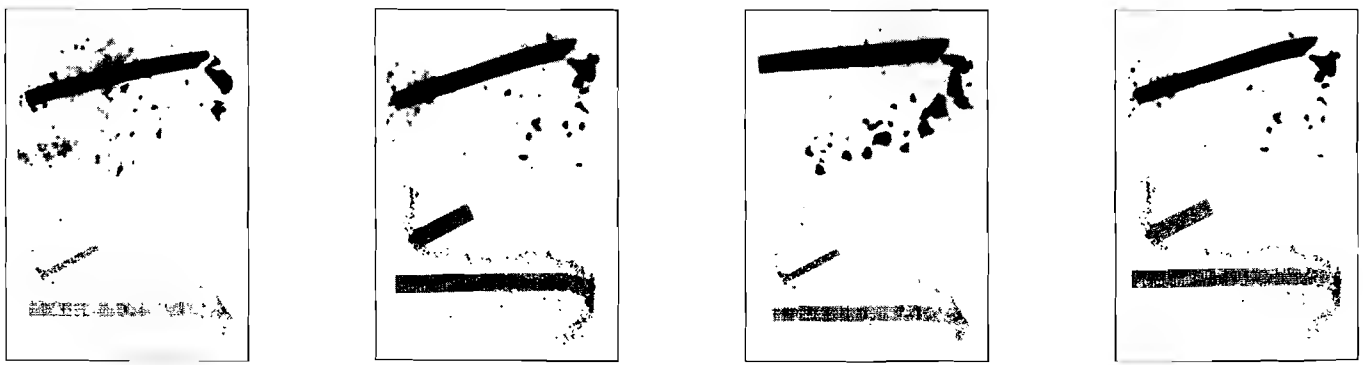
Во-первых, если не вводить в них специальные модифицирующие поправки, ограничивающие размеры образующейся каверны, они получаются не менее чем в 1,5 раза большими диаметра каверны, наблюдаемого в действительности. Это происходит из-за отсутствия в данных моделях тангенциальных напряжений в материале преграды.

В силу этого ни о каком сходстве расчетной и реальной картин деформирования говорить не приходится. В докторской диссертации В.А. Григоряна это несоответствие искусственно устранено введением ограничения на степень деформации материала преграды до значения $\varepsilon = 2{,}5$, обеспечивающего приблизительное равенство расчетной и реальной каверн.



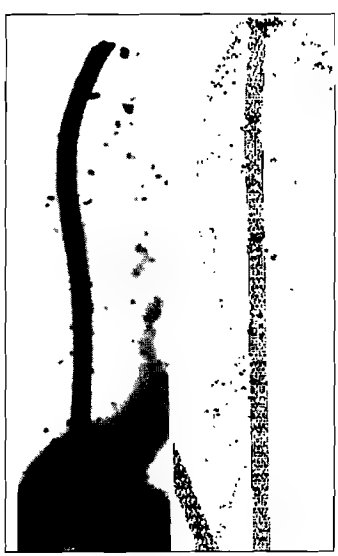
$b/d_c = 0{,}68$ $b/d_c = 1{,}02$ $b/d_c = 1{,}7$ $b/d_c = 2{,}27$

Рис. 4.49. Рентгенограммы состояний модельных сердечников из сплава ВНЖ с удлинением 20 по сравнению с результатами двумерного численного эксперимента после пробития стальных броневых экранов различной толщины

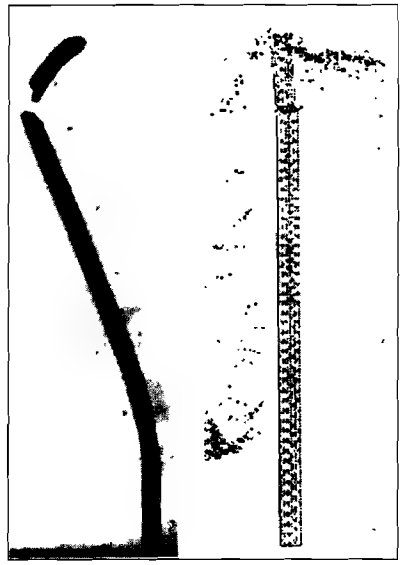


$b/d_c = 0{,}62$ $b/d_c = 0{,}93$ $b/d_c = 1{,}55$ $b/d_c = 2{,}06$

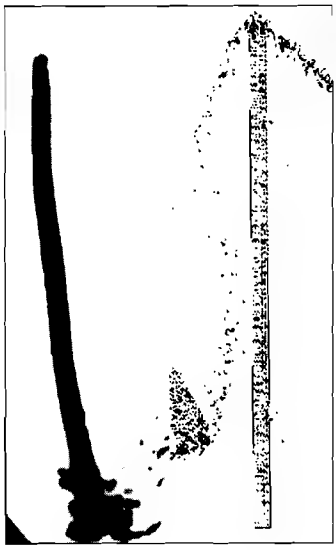
Рис. 4.50. Рентгенограммы состояний модельных сердечников из сплава ВНЖ с удлинением 15 по сравнению с результатами двумерного численного эксперимента после пробития стальных броневых экранов различной толщины



$b/d_c = 2$



$b/d_c = 2,7$



$b/d_c = 0,8$

$b/d_c = 1,2$

Рис. 4.51. Рентгенограммы состояний модельных сердечников из сплава ВНЖ с удлинением 32 по сравнению с результатами двумерного численного эксперимента после пробития стальных броневых экранов различной толщины

В результате в расчетах удалось получить картину изгиба и обламывания головной части сердечника, что ранее не удавалось сделать ни в одной двумерной модели.

Другой существенный недостаток двумерных моделей обнаруживается при сравнении деформированных состояний и кинематики сердечника в эксперименте и расчете. Видно, что, обеспечивая в большинстве случаев хорошую сходимость с экспериментом при выделении сечений по длине сердечника, в которых реализуются наибольшие изгибающие моменты, двумерная модель не дает реальной картины изгиба, денормализации и нормализации сердечника.

Это легко объяснимо, так как моменты инерции (относительно центра масс) реального цилиндрического сердечника и расчетного, представляющего собой пластину бесконечной протяженности в направлении, перпендикулярном плоскости рисунка, практически несоизмеримы. По-видимому, данное затруднение также можно искусственно обойти, например, корректируя соответствующие члены в кинематических уравнениях, однако необходимо отметить, что уже появились предпосылки для использования трехмерных моделей (рис. 4.52).

Таким образом, значительное сходство состояний сердечников при их разрушении, представленных на рентгенограммах и полученных численным методом, свидетельствует о достаточной достоверности физической модели взаимодействия сердечников БПС с броневыми экранами при избыточных скоростях пробития. Вместе с тем были выявлены недостатки счета по данной двумерной модели и внесены некоторые коррективы.

На основе проведенных исследований сделаны выводы, имеющие большое практическое значение. Эффективность действия остатка сердечника за броневой преградой определяется конкуренцией денормализующего, нормализующего и изгибающего воздействий. Конкретные результаты зависят от ряда параметров преграды и сердечника: угла встречи, отношения толщин преград и диаметров сердечников, их физико-механических характеристик, расстояния до следующей преграды и т. д. При воздействии на броню более коротких сердечников, обладающих большей жесткостью, чем длинные, преобладают процессы денормализации и нормализации без значительных изгибов и разрушений. И наоборот, длинные сердечники в силу малой жесткости реагируют на денормализующие и нормализующие воздействия большей потерей геометрической формы и разрушением.

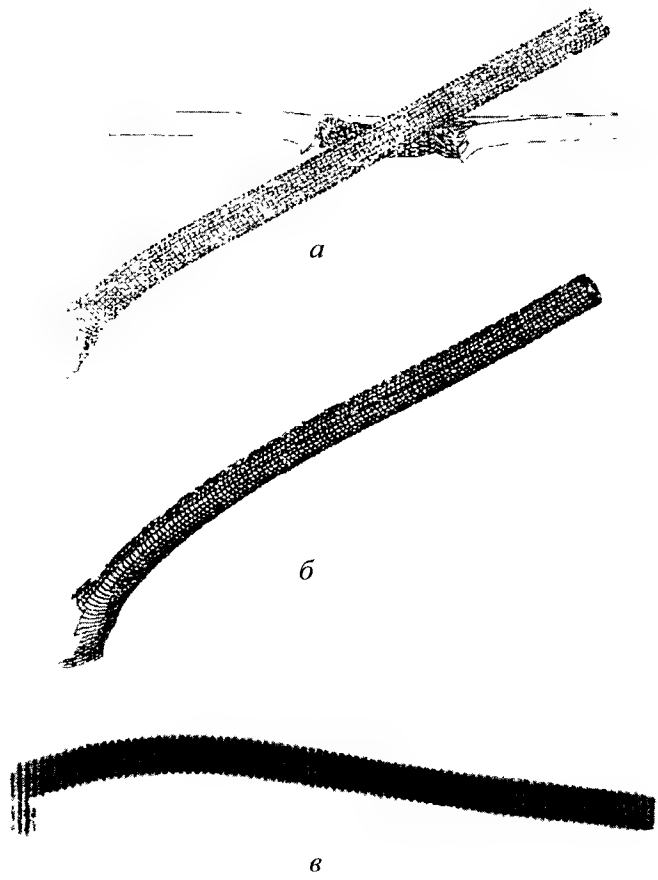


Рис. 4.52. Результаты трехмерного численного эксперимента по пробитию стального броневого экрана (*а* — меридиональный разрез по поражению; *б* — стержень в изометрии) и рентгенограмма (*в*) стержня в натурном эксперименте (при одинаковых условиях)

Полученные результаты позволяют утверждать, что практически независимо от удлинения сердечника наиболее эффективное максимально деструктивное и дестабилизирующее воздействие на сердечник при $\alpha = 60°$ и более оказывают экраны с горизонтальной толщиной в 1 – 2 калибра сердечника. Это воздействие в максимальной степени реализуется на удалении переднего торца сердечника от тыльной поверхности пробитого экрана не менее чем на 0,5 длины остатка сер-

дечника. Если анализировать «экранную» кривую, то видно, что при отсутствии или малых величинах воздушных зазоров, т. е. в диапазоне, где эффекты, связанные с изгибом или разрушением сердечников, еще не успевают проявиться в достаточно полной мере, всегда имеет место проигрыш в стойкости до 10...12 % по сравнению с РМБ.

При проведении экспериментов неоднократно отмечалось, что простое наложение относительно тонких ($b \le 0{,}4d$) стальных броневых плит на броню при обстреле под большими углами ($\alpha \ge 60°$) как срабатывающимися, так и несрабатывающимися сердечниками БПС не увеличивало стойкости брони. Это объясняется отсутствием потерь кинетической энергии сердечника на пробитие по типу среза пробки в относительно тонкой накладке.

Реально выигрыш в стойкости ДБ по сравнению с РМБ может составить 6...8 %. Существенно большие значения выигрыша в стойкости (до 30 %) достигаются на экранированных преградах, так как МПР здесь могут достигать 2,0...2,5 м.

Таким образом, чем больше удлинение сердечника, тем больше должно быть МПР для достижения одинакового выигрыша в стойкости по сравнению с пробитием более коротким сердечником.

Правомерно утверждать, что для многослойной структуры с фиксированными габаритно-массовыми характеристиками, оптимальной для конкретного типа БПС, может потребоваться пересмотр необходимого состава преграды (числа, толщины стальных слоев и МПР) при переходе к обстрелу преград БПС с более длинным сердечником.

При рассмотрении многопреградной брони главным является вопрос о том, возможно ли получить дополнительный выигрыш по сравнению с ДБ с помощью реализации многократного разрушающего и дестабилизирующего воздействий на головную часть сердечника, т. е. до какой степени эти эффекты могут преобладать над усилением отрицательного влияния краевых эффектов.

Этот вопрос решали экспериментальным путем, так как на сегодняшний день не существует расчетных моделей, позволяющих учитывать все «тонкие» эффекты, возникающие при воздействии БПС на броню такого рода. Испытания в лабораторных условиях масштабных моделей многопреградной брони, имеющих примерно одинаковые габаритно-массовые характеристики, но состоящих из разного количества одинаковых по толщине слоев (рис. 4.53), и сравнение их по стойкости с эталонными (монолитными) преградами равной массы позволили выявить ряд зависимостей (рис. 4.54).

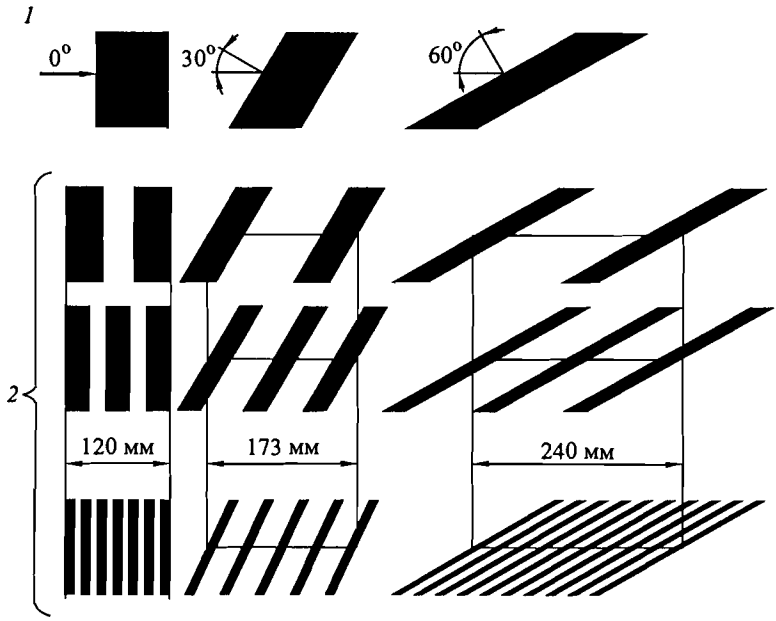


Рис. 4.53. Схемы модельных преград:
1 — монолитная броня; *2* — многопреградная броня

На рис. 4.54, *а* приведены графики зависимостей $V_{\text{ПСП}} = f(n, \alpha)$. В качестве критерия сравнительной оценки стойкости преград взята величина

$$\Delta V_{\text{ПСП}} = \frac{V_{\text{ПСП}} - V_{\text{ПСП}}^{\text{РМБ}}}{V_{\text{ПСП}}^{\text{РМБ}}},$$

где $V_{\text{ПСП}}$ — скорость предела сквозных поражений (ПСП) каждой конкретной многопреградной брони; $V_{\text{ПСП}}^{\text{РМБ}}$ — скорость ПСП монолитной брони равной массы.

Полученные зависимости для преград с различными углами встречи представлены на рис. 4.54, *б*. Здесь же даны графики зависимости $\Delta\overline{M} = \frac{M_{\text{МБ}} - M}{M_{\text{МБ}}}$, где M — массовый эквивалент многопреградной брони; $M_{\text{МБ}}$ — массовый эквивалент равностойкой монолитной брони.

Величина $\Delta\overline{M}$ характеризует возможную экономию (дополнительные затраты) массы многопреградной брони, обусловленную повышением (понижением) ее стойкости при разнесении преград.

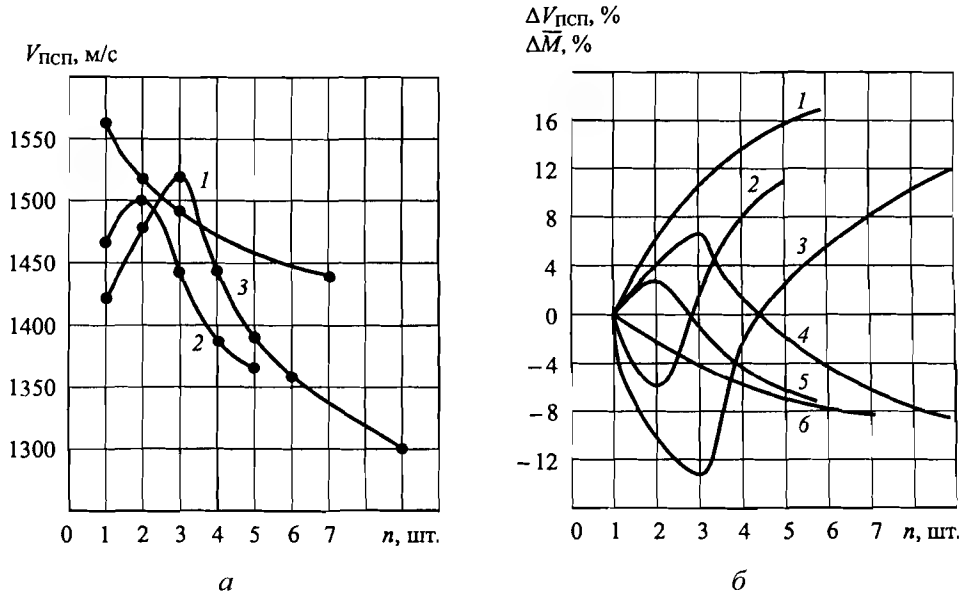


Рис. 4.54. Зависимость основных характеристик многопреградных структур с фиксированными габаритно-массовыми показателями от числа стальных броневых преград при обстреле модельными тяжелосплавными сердечниками с удлинением 15:

а — предельная скорость пробития (*1* — $\alpha = 0°$; *2* — $\alpha = 30°$; *3* — $\alpha = 60°$); *б* — экономия массы и выигрыш по стойкости (*1* — $\Delta\overline{M}$, $\alpha = 0°$; *2* — $\Delta\overline{M}$, $\alpha = 30°$; *3* — $\Delta\overline{M}$, $\alpha = 60°$; *4* — $\Delta V_{ПСП}$, $\alpha = 60°$; *5* — $\Delta V_{ПСП}$, $\alpha = 30°$; *6* — $\Delta V_{ПСП}$, $\alpha = 0°$)

Из приведенных зависимостей ясно, что величины $\Delta V_{ПСП}$ и $\Delta\overline{M}$ имеют ярко выраженные экстремумы, зависящие от числа слоев и угла встречи. Так, максимум прироста стойкости при $\alpha = 60°$ достигается при числе слоев, равном трем. Значение $V_{ПСП}$ при этом увеличивается на 7 %, а экономия массы преграды достигает 13,3 %.

При $\alpha = 30°$ экстремальные значения достигаются при числе слоев $n = 2$ и равны: $\Delta V_{ПСП} = 3$ %, $\Delta\overline{M} = 6$ %. При большем числе стальных слоев стойкость снижается и становится равной стойкости РМБ при $n = 4$ для преград с $\alpha = 60°$ и $n = 3$ для преград с $\alpha = 30°$.

Дальнейшее увеличение числа слоев приводит к уменьшению стойкости многопреградной брони. При $\alpha = 60°$ и $n = 9$ снижение значения $\Delta V_{ПСП}$ достигает 8,3 %, а проигрыш по массе — 11 %. Из полученных зависимостей ясно, что при увеличении угла встречи мак-

симальные значения стойкости многопреградной брони смещаются в сторону увеличения числа слоев, а при стрельбе по нормали наибольшей стойкостью обладает монолитная броня. Такой характер зависимостей становится понятным, если учесть все возрастающую роль изгиба и деформации головной части сердечника с увеличением углов встречи.

Следует подчеркнуть, что полученные зависимости, отражая в целом общую закономерность, тем не менее не являются абсолютными и должны уточняться в каждом конкретном случае при изменении, в частности, габарита преграды по ходу снаряда и с учетом конструктивных особенностей и физико-механических свойств сердечников.

Подытоживая вышеизложенное, можно резюмировать следующее.

1. Рациональный подбор конструктивных параметров составляющих двухпреградной (экранной) броневой структуры позволяет обеспечить до 8 % прироста стойкости по сравнению с РМБ при воздействии БПС типа APFSDS. Этот прирост обеспечивается при относительно больших углах встречи ($\alpha \geq 60°$), толщине стального броневого экрана $(0{,}5\ldots1{,}0)d_c$ (d_c — диаметр сердечника) и МПР $(0{,}5\ldots0{,}6)l_{ост}$ ($l_{ост}$ — длина остатка сердечника после пробития экрана) по ходу снаряда. При больших углах встречи из-за изгиба и обламывания части сердечника у переднего торца за экраном из процесса дальнейшего бронепробития выводится часть длины сердечника, равная примерно $1{,}5\ b_э$ ($b_э$ — толщина экрана по ходу), практически независимо от твердости материала экрана. Повышение твердости стального броневого экрана усиливает фрагментацию сердечника в хвостовой части, что может отражаться на стойкости при МПР, превышающих длину остатка сердечника.

2. Прирост стойкости двух- и многопреградных структур фиксированной толщины неизбежно падает с увеличением длины сердечника БПС в связи с соответствующим увеличением МПР, необходимого для максимально возможного использования эффектов изгиба и разрушения сердечника при пробитии сильно наклоненных преград. На реально возможных толщинах многопреградных структур следует рассчитывать не более чем на 15 % прироста стойкости при воздействии моноблочных вольфрамовых сердечников с удлинением 15...20 (с использованием броневых сталей средней твердости). Этот прирост при больших углах встречи достигается числом преград от трех до пяти, в зависимости от соотношения МПР и общей толщины преграды. При малых углах встречи разнесение преград малоэффективно.

3. Увеличение прочности (твердости) стальных броневых преград при сохранении пластичности приводит к соответствующему повышению противоснарядной стойкости многопреградных структур. Использование броневых сталей повышенной и высокой твердости с пределами текучести 1120...1330 МПа на структурах, характерных для лобового бронирования танков, обеспечивает дополнительный прирост стойкости 10...15 %.

Список литературы к гл. 4

4.1. Броневая защита корпусов и башен самоходных боевых машин / А.А. Полежаев, И.И. Терехин, Е.П. Сержантов, Н.А. Кучеренко. М.: ЦНИИ информации, 1976.

4.2. Truppendienst. 1972. N 4. P. 378.

4.3. Soldat und Technik. 1973. N 4. S. 169.

4.4. Техника вооружения за рубежом. 1974. № 18. С. 5 – 12.

4.5. Armor. 1972. N 4. P. 14 – 21, 27 – 30.

4.6. Soldat und Technik. 1974. N 3. S. 128 – 134.

4.7. Wehr und Wertschaft. 1972. N 7/8. S. 321.

4.8. *Ogorkievich R.M.* The next generation of battle tanks // Intern. Defence Rev. 1973. N 6. P. 754 – 759.

4.9. Бюллетень иностранной научно-технической информации ТАСС. 1974. № 10.

4.10. The MBT70 today // Armor. 1968. V. 77, N 5. P. 40 – 42.

4.11. *Алексеевский В.П.* К вопросу о проникании стержня в преграду с большой скоростью // Физика горения и взрыва. 1966. № 2. С. 99 – 107.

4.12. *Тейт А.* Теория торможения длинных стержней: Пер. с англ. // Механика. 1968. № 5 (III).

4.13. Программный комплекс расчета пространственных задач высокоскоростного взаимодействия системы тел KRUG34 / Ин-т теорет. и приклад. механики СО РАН. Новосибирск, 2002.

Глава 5. КОМБИНИРОВАННАЯ БРОНЯ

5.1. Противокумулятивная стойкость комбинированной брони с наполнителями «пассивного» и «полуактивного» типов

Со второй половины 1950-х годов для защиты танков стали разрабатываться различные многослойные (комбинированные) преграды, состоящие из разнесенной стальной брони и так называемых наполнителей, устанавливаемых между стальными листами.

До тех пор пока бронепробивная способность кумулятивных снарядов (КС) существенно превышала бронепробивную способность бронебойных подкалиберных снарядов (БПС), состав и структуру преград определяли таким образом, что стальная основа обеспечивала значительную долю защиты от кинетических средств, а стойкость при воздействии кумулятивных средств существенно «добиралась» наполнителями (материалами), работающими с положительными отклонениями от гидродинамической теории проникания.

Согласно этой теории, при использовании преграды с плотностью в n раз меньшей, чем у стали, равная со сталью противокумулятивная стойкость достигается при массе, меньшей, чем у стали, в $\sqrt{n}$ раз, т. е. обеспечивается экономия массы по сравнению со стальной броней при соответствующем увеличении защищающей толщины. Причины отклонения результатов взаимодействия различных материалов с кумулятивной струей от полученных по известному гидродинамическому соотношению

$$\frac{b_{\text{н}}}{b_{\text{нэ}}} = \sqrt{\frac{\rho_{\text{ст}}}{\rho_{\text{н}}}},$$

где $b_{\text{н}}$ — толщина наполнителя; $b_{\text{нэ}}$ — стойкость наполнителя, выраженная толщиной равностойкой стали; $\rho_{\text{ст}}$ — плотность стали; $\rho_{\text{н}}$ — плотность наполнителя, связаны как с характеристиками самой струи, так и со свойствами материалов наполнителей.

На сегодняшний день проектировщики броневой защиты располагают целым рядом материалов и устройств, позволяющих при рациональном их сочетании со стальными броневыми преградами в составе многослойной брони повысить противокумулятивную стойкость при существенно меньших затратах массы в сравнении с монолитной и многопреградной стальной броней. К наиболее опробованным на серийных и опытных бронеузлах танков материалам и устройствам такого рода следует отнести:

– высокопрочные стали и легкие сплавы (титан, алюминиевые сплавы);

– квазижидкие материалы с низкой плотностью (около 1 г/см^3) и практически нулевой прочностью типа полиэфируретана (ПЭУ), сополимеров полиэтилена и полиизобутилена (ПОВ) и др.;

– ортотропные материалы типа прессованных стеклотекстолитов марок СТБ-3-02, СТБ-3-ФЭФН, текстолитов на основе тканей из высокомодульных нитей типа кевлар, СВМ;

– особопрочные, относительно низкоплотные ($\rho = 2...5$ г/см^3) материалы и композиции типа стекла, керамик и металлокерамик различного рода;

– специальные устройства, использующие энергию самой струи на ее же разрушение: так называемые «ячеистая» броня, броня с подвижными («вспучивающимися») листами, броня с «откольными ловушками».

Эффективность применения того или иного материала в составе комбинированной брони принято оценивать коэффициентом противокумулятивной стойкости $K_{\Gamma_н}^{КС}$, характеризующим струегасящую способность исследуемого наполнителя по сравнению с броневой сталью средней твердости, принятой за эталонную преграду, и определяемым по формуле

$$K_{\Gamma_н}^{КС} = b_н / [L_{ст} - (L - b_н)],$$

где $b_н$ — толщина слоя наполнителя в преграде; $L_{ст}$ — глубина каверны в стальной броне; L — глубина пробоины в комбинированной преграде.

Очевидно, что в том случае, когда реализуется гидродинамический режим проникания, значение коэффициента $K_{\Gamma_{н.гд}}^{КС}$ определяется соотношением плотностей исследуемого материала наполнителя $\rho_н$ и броневой стали $\rho_{ст}$:

$$K_{\Gamma_{н.гд}} = (\rho_{ст} / \rho_н)^{0,5}.$$

Вопросы взаимодействия кумулятивных струй моноблочных зарядов с различного рода наполнителями, описанными выше, изучены достаточно хорошо. Так, существенную роль в понимании механизмов взаимодействия кумулятивной струи с многослойными преградами сыграли работы, выполненные в ЦНИИХМ, НИМИ (И.И. Томашевич, М.А. Дубовской, Л.Л. Турок, А.М. Ломова, П.И. Барабанщиков и др.), МГТУ им. Н.Э. Баумана (Л.П. Орленко, А.В. Бабкин, С.В. Ладов, Ю.А. Роботько, В.В. Иваненко), 38-й НИИИ МО РФ (В.Н. Брызгов, А.И. Анисько, И.К. Симаков, Г.Е. Королев и др.), а также ряд зарубежных работ.

Классическими в области исследования и обоснования целесообразности применения низкоплотных материалов с высокой энергоемкостью, в том числе особопрочных типа стекла и керамики, являются труды ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе (Ф.Ф. Витман, Н.А. Златин, В.И. Петуховский, Г.С. Пугачев, А.А. Кожушко и др.) и ЦНИИХМ, в области поиска и отработки специальных устройств направленного воздействия на струю — труды ряда сотрудников Института гидродинамики СО АН СССР под руководством академика М.А. Лаврентьева (в частности, Ю.А. Тришина, С.А. Кинеловского, Н.И. Матюшкина, В.И. Лаптева и др.). Значительный вклад в исследование и разработку броневой защиты танков с использованием всего спектра возможных наполнителей и устройств внесены работами, выполненными в НИИ стали (В.А. Григорян, Д.А. Рототаев, И.И. Терехин, О.И. Алексеев, Н.С. Дорохов, Л.Н. Аникина, Ю.А. Зоров, А.Н. Белобородько, Э.Г. Шурупова, Е.В. Кирющенко и др.).

Далее остановимся подробнее на результатах исследований применения в броневой защите каждого из указанных выше наполнителей и устройств.

5.1.1. Противокумулятивная стойкость комбинированной брони с наполнителями «пассивного» типа

Особенности взаимодействия кумулятивной струи с прочными, относительно малопрочными и низкоплотными металлическими материалами

Одними из первых в качестве наполнителей в комбинированных преградах исследовались высокопрочные стали и легкие сплавы (титановые, алюминиевые).

Повышение защитных свойств преград благодаря применению стали повышенной и высокой твердости связано, во-первых, с увеличени-

ем лобового сопротивления, что приводит к уменьшению длины пути, на котором срабатывается элемент кумулятивной струи, а во-вторых, с бóльшим «намазыванием» на стенках кратера из-за уменьшения его диаметра при повышении прочности стали.

Повышение лобового сопротивления вследствие увеличения прочности может наиболее заметно сказаться только на глубине проникания относительно низкоскоростных хвостовых частей, а уменьшение диаметра кратера может сократить путь, на котором теряется пробивная способность и средних, и хвостовых частей.

Стальная броня высокой твердости (НВ 352–401) в качестве наполнителя впервые нашла применение в виде вставок в полости литой башни танка Т-64А. Толщина вставок не превышала 34...37 % от габаритов различных сечений башни. Выигрыш в массе по сравнению с равностойкой (по КС) стальной монолитной броней при воздействии кумулятивного снаряда на этой преграде составил 8...12 %. Применительно к другим танкам с броней аналогичной структуры этот показатель также не превышал 12 %.

В комбинированных преградах более поздних конструкций танков сталь повышенной и высокой твердости слоями толщиной от 20 до 70 мм применялась в сочетании с другими материалами. При одинаковой противокумулятивной стойкости толщина слоя из высокопрочной стали на 20...25 % ($K_{\Gamma_{\text{сл.ст}}}^{\text{КС}}$ = 0,75...0,8) меньше, чем из броневой стали средней твердости (БССТ).

Достаточно широко исследовались легкие сплавы. Их использование обосновывалось, во-первых, тем, что в соответствии с гидродинамическим соотношением они обеспечивают уменьшение массы защиты, а во-вторых, из-за увеличения габарита преграды и, вследствие этого, большего растяжения струи и большего проявления ее несовершенства уменьшается ее эффективная длина и снижается бронепробивная способность.

В реальных преградах с наполнителем из алюминиевых сплавов $K_{\Gamma_{\text{сл. ал}}}^{\text{КС}}$ = 1,5...1,7, а вся преграда в целом имела $K_{\Gamma}^{\text{КС}}$ = 1,22...1,27 при уменьшении массы по сравнению с монолитной стальной броней в среднем на 15 %. Недостатками такого наполнителя являются его большая толщина и незначительный выигрыш по массе в целом на преграде по сравнению с равностойкой стальной монолитной броней.

Испытания опытных образцов брони с титаном показали, что в лучшем случае такая броня обеспечивает примерно тот же выигрыш по массе, что и с алюминием.

Кроме того, широкому применению титановых сплавов препятствует их высокая стоимость и высокая трудоемкость изготовления из титана сварных броневых конструкций.

Существенно более высокая струегасящая способность была отмечена для целого ряда неметаллических материалов, среди которых преимущественное использование в составе комбинированной брони в 1960-х годах нашли различного рода стеклотекстолиты. Большой вклад в изучение защитных свойств стеклотекстолитов (при воздействии кумулятивной струи) был сделан впервые И.И. Терехиным, а позднее А.В. Коноваловым. В изложенном далее материале в значительной степени использованы результаты диссертационной работы А.В. Коновалова.

Особенности процесса проникания кумулятивной струи в многослойные преграды со стеклотекстолитом

Методы исследований. Анализ работ, посвященных исследованию процесса взаимодействия кумулятивной струи с материалами, обладающими аномальным струегашением, показал, что для выяснения причин их повышенной противокумулятивной стойкости принципиальным является вопрос определения кинематических параметров процесса проникания струи.

В настоящее время для экспериментального определения скорости проникания кумулятивной струи в преграду используются в основном два метода — электроконтактный и рентгенографический.

Электроконтактный метод [5.1], о котором говорилось в гл. 1, основан на измерении временных интервалов прохождения струей фиксируемых толщин преграды с помощью контактных датчиков, срабатывающих на замыкание в момент их пробития. Имеющаяся аппаратура позволяет в одном опыте использовать необходимое количество датчиков для регистрации всего процесса проникания, в том числе и при проведении натурных испытаний.

Правомерность применения электроконтактного метода для регистрации процесса проникания струи в металлические материалы (главным образом, в сталь) доказана целым рядом работ, в том числе специально поставленными опытами, в которых производилось дублирование результатов измерения кинематических параметров с помощью электроконтактных датчиков методом оптической съемки. Применительно к регистрации процесса проникания кумулятивной струи в неметаллические материалы (диэлектрики) подобных сравнительных оценок не проводилось, однако именно в этих условиях характер замыкания датчиков

может несколько измениться, в результате чего информация о процессе проникания струи будет представлена в искаженном виде. С указанным обстоятельством может быть связано отмечаемое несоответствие между отдельными экспериментальными данными и теоретическими оценками, а также различия в экспериментальных результатах, полученных электроконтактным и рентгенографическим методами.

Кроме того, электроконтактный метод не позволяет отслеживать изменение структуры кумулятивной струи в процессе проникания, что может приводить к неоднозначному толкованию результатов экспериментов. Так, регистрируемое в экспериментах снижение относительной скорости проникания кумулятивной струи (u/V_c) по сравнению с гидродинамическим ее значением может быть связано как с повышенным расходом струи, обусловленным высокими характеристиками сжимаемости или твердости материала преграды, так и с изменением ее структуры в процессе проникания (например, за счет разрыва на элементы и их рассредоточения по длине струи или вследствие влияния иных факторов).

Рентгенографический метод позволяет регистрировать как кинематические параметры кумулятивной струи, так и изменение ее структуры в процессе проникания в преграду. Однако регистрация процесса проникания методом импульсной рентгенографии накладывает, в свою очередь, ограничения на размеры образца испытываемой преграды в сечении, перпендикулярном направлению действия кумулятивной струи. При этом максимально допустимый размер образца определяется плотностью материала преграды и «просвечивающей» способностью излучения рентгеновских трубок.

Указанное обстоятельство снижает возможности рентгенографического метода при исследовании процесса проникания кумулятивной струи в преграды, противокумулятивная стойкость которых зависит от их поперечных (по отношению к направлению действия струи) размеров.

Таким образом, ни один из рассмотренных экспериментальных методов не учитывает в полной мере особенности процесса взаимодействия кумулятивной струи с комбинированными преградами, что может приводить (и приводит) либо к противоречивым результатам экспериментов, либо к их неоднозначному толкованию.

В известной степени свободным от указанных недостатков является *метод эквивалентных преград*, основанный на сравнении процесса проникания струи в типовой элемент комбинированной преграды с наполнителем и его гидродинамические эквиваленты (рис. 5.1).

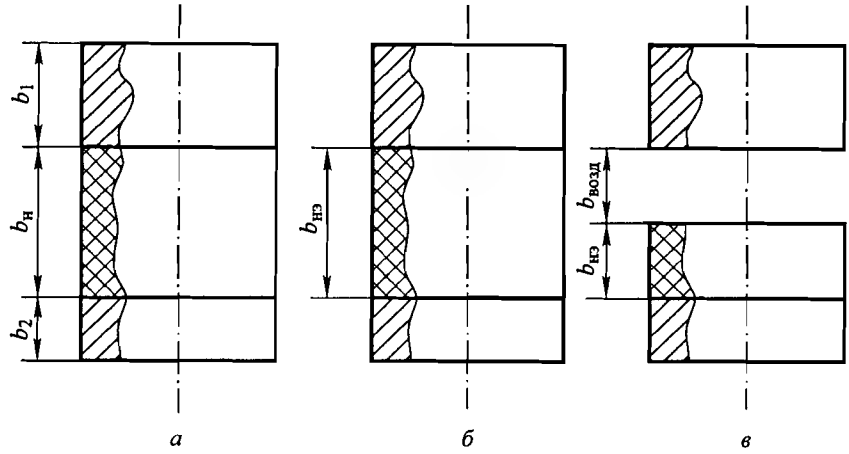


Рис. 5.1. Типовой элемент комбинированной преграды (*а*) и его гидродинамические эквиваленты из материала равной (*б*) и большей (*в*) плотности

Типовой элемент преграды представляет собой образец из исследуемого материала плотностью $\rho_н$ (наполнитель), заключенный, как правило, между двумя листами броневой стали, что отражает реальные схемы построения комбинированных преград.

В эквивалентной преграде исследуемый материал может заменяться материалом равной плотности ($\rho_н = \rho_{нэ}$), для которого в условиях проведения эксперимента реализуется гидродинамический режим проникания.

При замене наполнителя материалом большей плотности ($\rho_{нэ} > \rho_н$) толщина $b_{нэ}$ эквивалентного слоя, рассчитанная по зависимостям гидродинамической теории проникания [5.2, 5.3], составляет величину $b_{нэ} = b_н(\rho_н/\rho_{нэ})^{0,5}$, что приводит к появлению в эквивалентной преграде воздушного промежутка $b_{возд} = b_н - b_{нэ}$.

Равенство габаритов эквивалентной преграды и преграды с наполнителем необходимо для того, чтобы обеспечить сходные условия дальнейшего развития кумулятивной струи, претерпевающей в процессе проникания растяжение и разрыв на элементы.

Сравнив кинематические параметры кумулятивной струи после пробития типового элемента комбинированной преграды и его гидродинамического эквивалента, можно сделать вывод о соответствии процесса проникания струи в исследуемый материал гидродинамическому режиму, либо выявить наличие отклонений от него.

Кинематические параметры кумулятивной струи могут регистрироваться как электроконтактным, так и рентгенографическим методами, причем последний предпочтительнее, так как он позволяет сравнивать структуру струи после пробития эквивалентных элементов преград. При этом снимаются указанные выше ограничения на размеры образцов, поскольку часть кумулятивной струи, оставшаяся после пробития преграды, регистрируется в свободном полете. При регистрации кинематических параметров рентгенографическим методом фиксируются различные фазы развития кумулятивной струи и определяется положение интересующих исследователя участков в некоторые моменты времени. Затем в результате обработки экспериментальных данных по методу наименьших квадратов [5.4–5.6] определяются уравнения движения соответствующих участков струи в виде

$$S = Vt + a,$$

где S — расстояние, проходимое элементом кумулятивной струи со скоростью V (коэффициент) за время t от момента инициирования кумулятивного заряда; a — коэффициент.

При электроконтактном методе регистрации соответствие процесса проникания гидродинамическому режиму устанавливается непосредственно по времени выхода кумулятивной струи на тыльную границу наполнителя из исследуемого материала и его гидродинамического эквивалента. Дальнейшее сравнение кинематических параметров процесса проникания в комбинированную и эталонную преграды позволяет выявить особенности взаимодействия струи с исследуемым материалом, обусловленные влиянием иных факторов, не связанных с повышением сопротивления внедрению струи. При этом снимается вопрос о характере замыкания датчиков в неметаллических материалах, поскольку регистрация производится в последующих после наполнителя (и, соответственно, гидродинамического эквивалента) слоях преграды из броневой стали.

Таким образом, метод эквивалентных преград дает возможность получить в неискаженном виде достаточно полную и достоверную информацию об основных параметрах процесса взаимодействия струи с типовыми элементами комбинированной брони, не требуя разработки принципиально новых способов регистрации.

Экспериментальные исследования процесса проникания кумулятивной струи в многослойные преграды со стеклотекстолитом. Исследование процесса проникания кумулятивной струи в типо-

вые стеклотекстолитовые материалы, отличающиеся структурой стеклонаполнителя и свойствами связующего (табл. 5.1), проводилось с регистрацией кинематических параметров струи после пробития эквивалентных элементов преград рентгенографическим (для лабораторных зарядов) и электроконтактным (для натурных боеприпасов) методами.

Таблица 5.1

Характеристики броневых стеклотекстолитов

Марка стеклотекстолита	Плотность, г/см^3	Наполнитель	Связующее
СТБ-3-02	1,80–1,85	Стеклоткань марки Т-14	Поливинилбутираль ПВБ или БФ-2
СТБ-3-ФЭФН	1,9	Стеклонитепрошивной материал НПУ-05-76	Поливинилформальэтилаль (ПВФЭ) модифицированный

Большинство лабораторных экспериментов проводилось с использованием типовых кумулятивных зарядов диаметром 50 мм с медной конической облицовкой прогрессивной толщины $\delta_1 / \delta_2 = 0{,}9$ мм / 1,4 мм с углом раствора 50°, снаряженных составом А-IX-I, имеющих баратоловую (заряд М1) или текстолитовую линзу (заряд М2). Конструктивные схемы типовых лабораторных зарядов и характеристики их бронепробивного действия представлены в табл. 5.2, в которой приняты следующие обозначения:

$d_в$ — внутренний диаметр основания облицовки;

2α — угол раствора конуса;

$V_г$ — скорость головной части струи;

F — расстояние от основания облицовки до лицевой поверхности преграды, на котором производится подрыв кумулятивного заряда;

$L_{ст}$ — глубина каверны в броневой стали средней твердости;

$\overline{L}_{ст} = \sum_{i=1}^{n} L_{ст_i} / n$ — среднее выборочное значение величины $L_{ст}$;

$S_n = \left(\sum_{i=1}^{n} (\overline{L}_{ст} - L_{ст_i})^2 / (n-1) \right)^{1/2}$ — среднее квадратичное отклонение.

Согласно экспериментальным данным, полученным рентгенографическим методом и представленным в табл. 5.3 и на пространственно-временной диаграмме рис. 5.2, различие в скоростях кумулятивных струй после пробития сравниваемых типовых элементов преград и их гидродинамического эквивалента составляет приблизительно 1,5...2 %, что находится в пределах погрешности эксперимента и указывает на отсутствие дополнительного (по сравнению с гидродинамическим режимом) расхода кумулятивной струи при проникании в стеклотекстолит.

Аналогичные результаты были получены при регистрации процесса проникания кумулятивной струи электроконтактным методом. Эксперименты проводились с использованием боевых частей (БЧ) гранат при воздействии по нормали по многослойной комбинированной преграде с наполнителем из стеклотекстолита марки СТБ-3-02 и эквивалентной разнесенной.

Определение временных интервалов при использовании электроконтактного метода осуществлялось с помощью установки ГСИ-100 разработки ВНИИЭФ, позволяющей регистрировать сигналы от датчиков с погрешностью в измерении времени, не превышающей 0,5 мкс.

Экспериментальные данные, представленные на рис. 5.3, свидетельствуют о равном расходе кумулятивной струи при проникании в эквивалентные слои стеклотекстолита и броневой стали, что подтверждается одновременностью выхода струи на тыльную границу слоя наполнителя ($b_н$) и его гидродинамического эквивалента ($b_{нэ}$).

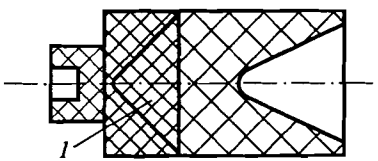
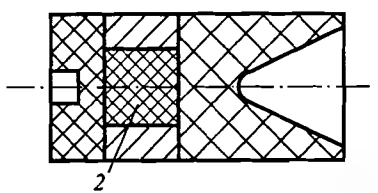
Дальнейшее совпадение кривых проникания в броневую сталь за стеклотекстолитом марки СТБ-3-02 и его стальным эквивалентом указывает на то, что процесс взаимодействия хвостовых элементов струи со стенками пробоины, следствием которого является уменьшение длины струи, участвующей в пробитии брони, в эквивалентных преградах протекает идентично, что обусловлено одинаковой протяженностью последних, а также примерным равенством поперечных размеров каверн в броневой стали и стеклотекстолите:

$$d_{к_{стекл}} = -0{,}2 + d_{к_{ст}}.$$

Измерение конечных значений размеров каверн проводилось в широком диапазоне условий взаимодействия при изменении скорости кумулятивной струи зарядов диаметром 25, 50 и 93 мм в пределах от 6 до 3,5 км/с.

Таблица 5.2

Типовые лабораторные кумулятивные заряды

Схема заряда*, индекс		Параметры облицовки		Скорость струи $V_г$, км/с	F, мм	Характеристики бронепробития		
		$d_в$, мм	2α, град			$L_{ст}$, мм	$\overline{L}_{ст}$, мм	$S_п$, мм
	М1	45	50	—	150	251, 254, 268, 274, 274, 275, 277, 281, 286, 274	272	11
	М2	45	50	7,15	100	208, 230, 234, 234, 234, 239	230	11
					150	223, 237, 237, 238, 238, 239, 239, 249, 252, 255, 267	243	12

* На схемах: *1* — баратоловая линза; *2* — текстолитовая линза.

Таблица 5.3

Кинематические параметры кумулятивных струй после пробития комбинированных и эквивалентных преград

Индекс заряда	F, мм	Состав типового элемента преграды					Коэффициенты в уравнении движения струи			
		b_1, мм	$b_н$		$b_{нэ}$, мм	b_2, мм	н		нэ	
			Толщина, мм	Материал			V, км/с	a, мм	V, км/с	a, мм
М1	150	31	106	СТБ-3-02	51	31	4,42	−68	4,45	−67
М2	100	31	104	СТБ-3-ФЭФ-Н			3,91	−67	3,93	−64

Примечание. $b_{нэ}$ — наполнитель из БССТ; н — коэффициенты в уравнении движения струи после пробития преград со стеклотекстолитом; нэ — коэффициенты в уравнении движения струи после пробития эквивалентных преград с БССТ.

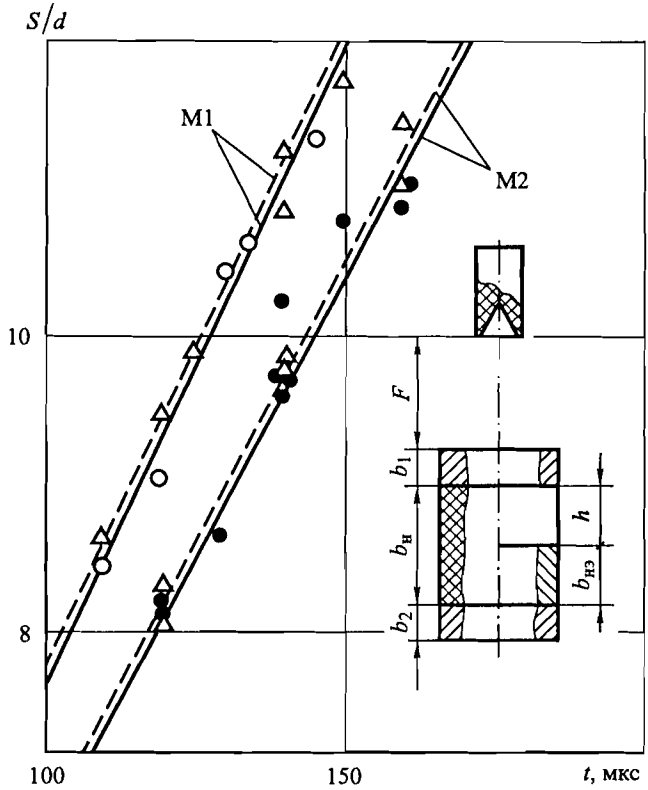


Рис. 5.2. Кинематические параметры медной кумулятивной струи после пробития комбинированных (——) и эквивалентных (– –) преград; экспериментальные данные ○, ●, Δ относятся соответственно к преградам со стеклотекстолитом СТБ-3-02, СТБ-3-ФЭФН и эквивалентной разнесенной

Сравнение противокумулятивной стойкости комбинированных преград с наполнителем и их гидравлическим эквиваленом (табл. 5.4) также показало их практическую равноценность в случае использования стеклотекстолита марки СТБ-3-02, однако струегасящая способность стеклотекстолита СТБ-3-ФЭФН оказалась несколько выше. Указанное обстоятельство связано с дополнительным воздействием материала преграды (стеклотекстолита) на проникающую кумулятивную струю, которое усиливает деформацию и радиальное рассеивание элементов (рис. 5.4), в результате чего процесс неэффективного срабатывания фрагментов струи на стенках каверны протекает более интенсивно.

Некоторое различие в характере процесса проникания кумулятивной струи в исследуемые стеклотекстолитовые материалы обусловлено, по-видимому, более высокой твердостью связующего в стеклотекстолите марки СТБ-3-ФЭФН, что повышает его склонность к хрупкому разрушению, сопровождающемуся отколом частиц материала со стенок каверны и их последующим соударением со струей.

Проведенные рентгенографические исследования показали (рис. 5.5), что действие кумулятивной струи под углом к комбинированной преграде со стеклотекстолитом не сопровождается какими-либо особенностями по сравнению с проникание по нормали, что подтверждается также экспериментальными результатами по бронепробивному действию кумулятивных зарядов в диапазоне углов взаимодействия от 0 до 75° (табл. 5.5).

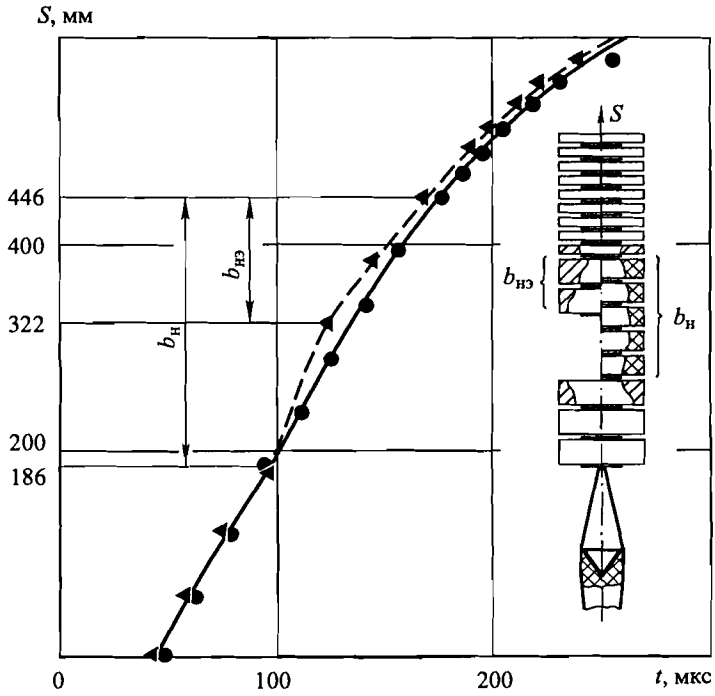
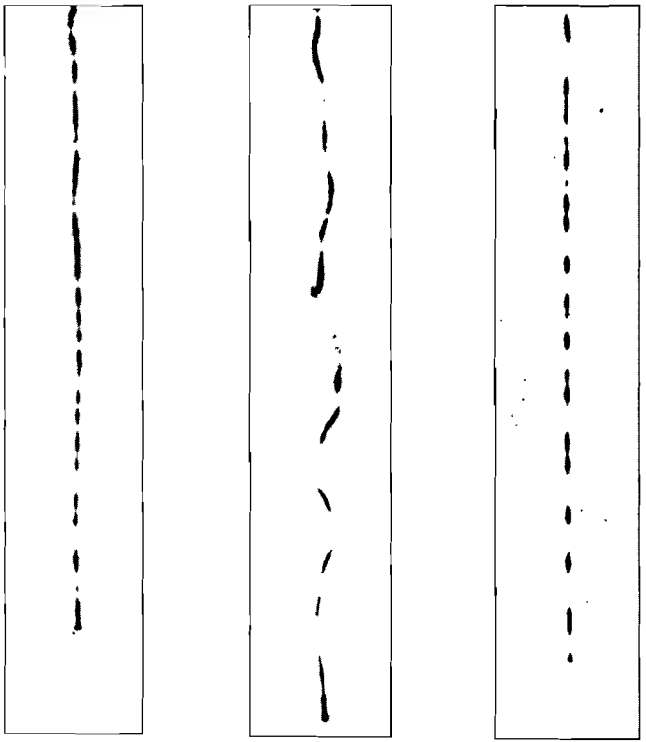


Рис. 5.3. Пространственно-временная диаграмма процесса проникания кумулятивной струи в многослойные комбинированные преграды:
● — со стеклотекстолитом; ▲ — в эквивалентную разнесенную

Таблица 5.4

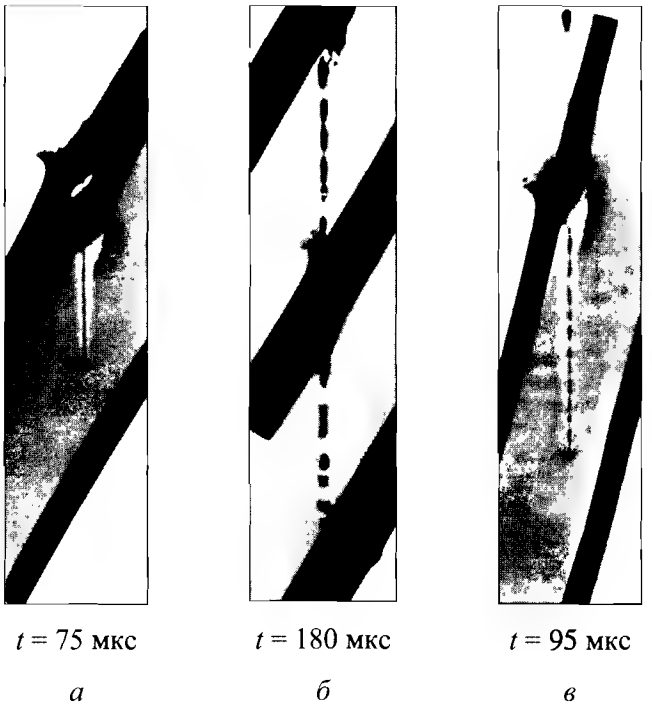
Бронепробивное действие кумулятивных зарядов (индекс М1) по комбинированным преградам со стеклотекстолитом и их гидродинамическим эквивалентам

F, мм	Состав преграды					Характеристики бронепробития			
	b_1, мм	$b_н$		$b_{нэ}$		L, мм	$\bar{L}$, мм	$S_п$, мм	$K_Г$
		Толщина, мм	Материал	Толщина, мм	Материал				
100	51	—	—	50	БССТ	228, 230, 256, 256, 259, 266, 267, 271, 271	257	16	—
		—	—	90	АМг-6	212, 260, 265, 286, 286	262	30	—
		102	СТБ-3-02	—	—	215, 249, 250, 250, 256, 264	247	17	1,20
		102	СТБ-3-ФЭФН	—	—	219, 220, 228, 228, 231, 231	226	5	0,96
		—	—	50	БССТ	219, 250, 260, 264, 266, 267, 269, 276, 286	262	19	—
		—	—	90	АМг-6	250, 258, 260, 265, 265	260	6	—
	102	102	СТБ-3-02	—	—	223, 241, 242, 251, 255, 255, 257	246	12	1,19
		—	—	51	БССТ	239, 243, 246, 251, 254	247	6	—



t = 160 мкс — *а*; t = 170 мкс — *б*; t = 160 мкс — *в*

Рис. 5.4. Рентгенограммы медных кумулятивных струй после пробития преград (табл. 5.3) со стеклотекстолитом марок СТБ-3-02 (*а*), СТБ-3-ФЭФН (*б*) и эквивалентной разнесенной (*в*)



t = 75 мкс — *а*; t = 180 мкс — *б*; t = 95 мкс — *в*

Рис. 5.5. Рентгенограммы процесса проникания кумулятивной струи в комбинированные преграды со стеклотекстолитом марки СТБ-3-02 под различными углами:
а — $\alpha = 60°$; $b_1 = 30$ мм; $b_{н_1} = 53$ мм; $b_2 = 15$ мм;
б — $\alpha = 60°$; $b_1 = 30$ мм; $b_{н_1} = 53$ мм; $b_2 = 30$ мм; $b_{н_2} = 53$ мм; $b_3 = 30$ мм;
в — $\alpha = 75°$; $b_1 = 15$ мм; $b_{н_1} = 53$ мм; $b_2 = 15$ мм

Таблица 5.5

Бронепробивное действие кумулятивных зарядов по многослойным комбинированным преградам со стеклотекстолитом под различными углами

Индекс заряда	F, мм	α, град	b_1, мм	$b_{н_1}$, мм	b_2, мм	$b_{н_2}$, мм	L, мм	$\overline{L}$, мм	$S_п$, мм
М1	150	0	31	106	31	106	287, 295, 296, 298, 299, 299, 302, 302, 302, 304	298	5
		60	16	53	16	53	276, 281, 299, 302, 306, 311, 314, 316, 321, 339	306	19
		75,5	8	26	8	26	270, 278, 294, 298, 300, 313, 316, 323, 331	303	20
М2	100	0	51	102	—	—	219, 220, 228, 228, 231, 231	226	5
		60	31	102	—	—	209, 215, 216, 217, 220, 228, 239	221	10

Примечание. Воздействие заряда М1 по преградам со стеклотекстолитом марки СТБ-3-02; воздействие заряда М2 по преградам со стеклотекстолитом марки СТБ-3-ФЭФН.

Таким образом, в результате проведенных исследований установлено, что проникание кумулятивной струи в комбинированную преграду, состоящую из броневой стали и стеклотекстолита, происходит в гидродинамическом режиме, т. е. сопротивление внедрению имеет чисто инерционный характер и определяется, главным образом, плотностью участвующих во взаимодействии материалов.

Повышенная противокумулятивная стойкость преград подобного типа, отличающихся несколько большей протяженностью, обусловлена прогрессирующим развитием возмущений в кумулятивной струе после ее разрыва, что сопровождается последующей разориентацией и радиальным рассеянием элементов и усиливает тем самым процесс неэффективного взаимодействия хвостовых участков струи со стенками каверны. При этом величина части кумулятивной струи, исключаемой из процесса пробития преграды, не только определяется структурой струи — степенью ее разорванности (дискретности) и ориентацией элементов, но и зависит от характера формирования пробоины в наполнителе.

По-видимому, рассмотренный механизм процесса проникания кумулятивной струи является общим для комбинированных бронепреград, содержащих в своем составе композитные материалы на основе стеклоткани, углеродных волокон, кевлара и т. п. со связующим в виде эпоксидных или полиэфирных смол.

Математическая модель процесса проникания и результаты расчетов. Результаты проведенных исследований показали, что взаимодействие кумулятивной струи со стеклотекстолитом и броневой сталью происходит в основном аналогично. Таким образом, для описания процесса проникания кумулятивной струи в комбинированные преграды, содержащие различного рода стеклотекстолиты и им подобные композитные материалы, может быть использована известная математическая модель [1.65], основанная на гидродинамическом законе проникания, в соответствии с которой глубина бронепробития в стали ($L_{ст}$) рассчитывается по зависимости

$$L_{ст} = \sum_{i=1}^{n} l_i (\rho_c / \rho_{ст})^{0,5} \cdot K_F ,$$

где l_i — длина элемента струи; ρ_c, $\rho_{ст}$ — плотность струи и стали; $K_F = 1 - (\lambda - \theta V_i)^2$ — функция учета потерь бронепробития, связанных с неэффективным срабатыванием элементов струи на стенках каверны (λ — показатель дискретности струи; θ — эмпирический коэффициент).

По аналогии с базовой методикой [1.65], в принятой схеме расчета процесса проникания в комбинированную преграду с наполнителем кумулятивная струя разбивается на ряд элементов, для каждого из которых определяются время прихода к поверхности преграды или дну каверны, сформированной предыдущими элементами, а также длина и структура элемента струи к рассматриваемому моменту времени.

Поскольку действие элемента струи может приходиться на два или более слоев преграды, отличающихся плотностью, протяженностью и другими характеристиками, для расчета суммарной глубины пробития становится необходимым определение длины участка струи, срабатывающегося на каждом слое, а также текущих значений параметров оставшейся части струи на момент прихода к последующей границе раздела между слоями. Для этого применительно к i-му элементу кумулятивной струи рассчитывают глубину пробития L_i в соответствующем j-м слое преграды и сравнивают суммарную глубину пробития $(L + L_i)$ с координатой S_j очередной границы преграды (рис. 5.6).

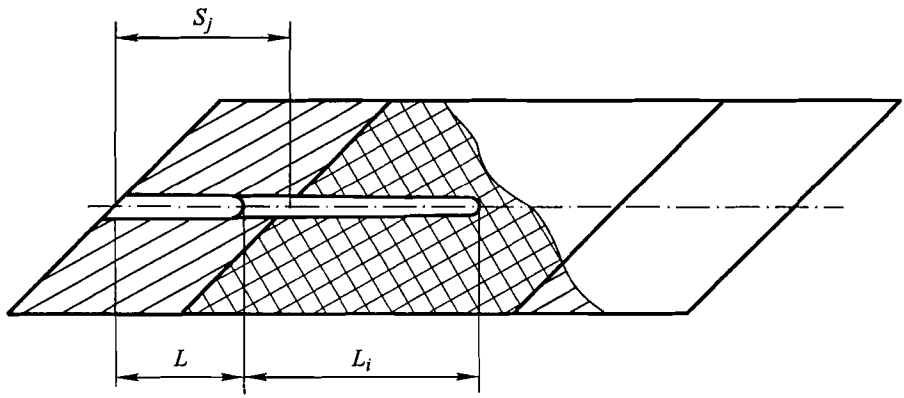


Рис. 5.6. Схема расчета процесса проникания струи в многослойную преграду

При выполнении условия $L + L_i < S_j$ переходят к расчету действия следующего элемента струи, в противном случае определяют долю ее i-го элемента, оставшегося после пробития рассматриваемого слоя преграды:

$$Z = 1 - (S_j - L)/L_i.$$

По величине Z вычисляют параметры i-го элемента кумулятивной струи (длину, скорость, диаметр и степень дискретности) в момент

прихода к j-й границе, необходимые для расчета глубины пробития в последующем $(j + 1)$-м слое преграды.

Значения указанных параметров рассчитывают исходя из предположения о линейном распределении скорости и диаметра струи по длине элемента, при этом допускают, что структура (степень дискретности) элемента струи изменяется только во времени, оставаясь равномерной по длине. Затем определяют глубину пробития оставшейся частью i-го элемента кумулятивной струи в $(j + 1)$-м слое преграды. В том случае, если последующий слой преграды представляет собой воздушный промежуток, производят лишь перерасчет длины (или структуры) элемента струи на момент прихода к следующей границе. При этом влияние разделов в преграде (зазоров между бронеплитами) на величину пробития кумулятивной струей, отмечаемое в работах Ю.А. Тришина и В.Н. Брызгова и связанное с повышенным расходом струи на стадии неустановившегося режима внедрения, не учитывают.

В дальнейшем операцию дробления i-го элемента струи и нахождения граничных параметров повторяют до его полного срабатывания, после чего переходят к расчету действия следующего, $(i + 1)$-го, элемента.

Диаметральные размеры каверны ($d_к$) рассчитывают исходя из пропорциональности ее объема кинетической энергии (E) проникающей кумулятивной струи [5.7]:

$$d_к = K_{пр}(E/L)^{0,5},$$

где $K_{пр}$ — коэффициент, характеризующий физико-механические свойства материала преграды; L — глубина каверны. В соответствии с результатами экспериментов, представленными в работе [5.9], для броневой стали средней твердости $K_{пр} = 0,4$.

Метод эквивалентных преград позволяет определить величину $K^{н}_{пр}$ для исследуемого материала наполнителя (в частности, стеклотекстолита) из сравнения поперечных размеров каверн в эквивалентных слоях наполнителя и броневой стали, поскольку на пробитие эквивалентных слоев расходуется одинаковая часть кумулятивной струи, а следовательно, выделяется равная энергия:

$$K^{н}_{пр} = K^{нэ}_{пр}(b_н/b_э)^{0.5} \cdot d^{н}_к / d^{нэ}_к .$$

Для стеклотекстолита марки СТБ-3-02 значение $K^{н}_{пр}$ составляет 0,56.

В соответствии с предложенной схемой был разработан и введен в базовую методику [1.65] блок программы расчета действия кумулятивных зарядов по комбинированным преградам, содержащим материалы, для которых определяющим является гидродинамический режим внедрения струи (наполнители «пассивного» типа). К таким материалам относятся, в частности, стеклотекстолиты, алюминиевые сплавы и др.

Сравнение результатов расчета действия натурных кумулятивных боеприпасов по типовым комбинированным преградам со стеклотекстолитом и экспериментальных данных по глубинам каверн (табл. 5.6) показало, что их расхождение не превышает 15 %.

Таким образом, разработанная методика позволяет с достаточной для практики точностью описывать процесс проникания кумулятивной струи в многослойные комбинированные преграды и может использоваться для расчета оптимальных параметров кумулятивного узла при разработке перспективных боеприпасов.

В заключение можно сказать, что в реальных конструкциях, нашедших практическое применение, прирост противокумулятивной стойкости на преградах со стеклотекстолитом в сочетании со стальными броневыми листами высокой твердости составил 35...40 %.

Анализ результатов взаимодействия кумулятивных снарядов и комбинированных броневых преград с наполнителями «пассивного» типа показал, что плотность и физико-механические свойства применяемых материалов однозначно не определяют стойкость этих преград. Они существенно зависят от кинематических параметров кумулятивной струи, характеристик разрывности и нарушения соосности следующих друг за другом участков струи. При уменьшении степени нарушений, например при повышении точности изготовления кумулятивного заряда, значительно ограничивается возможность повышения противокумулятивной стойкости броневой преграды вследствие увеличения габаритов и многослойности. Поэтому для повышения защитных свойств броневых преград от кумулятивной струи необходимо применять такие материалы и устройства, которые обладали бы малой плотностью в сочетании с дополнительным деструктивным воздействием на струю.

Таблица 5.6

Бронепробивное действие кумулятивных боеприпасов по эквивалентным преградам

Тип БЧ; калибр, мм	F, мм	α, град	Преграда	Характеристики бронепробития				
				L, мм	$\overline{L}$, мм	$S_п$, мм	$L_р$, мм	$\frac{\overline{L}-L_р}{\overline{L}}$, %
БЧ ПГ; 93	210	68	Пр	580, 600, 610, 640, 645, 675, 685, 710, 710	650	50	672	3,4
			$Пр_э$	625, 630, 645, 655, 660, 710, 710, 720	670	40	689	4,3
		60	Пр	495, 560, 600, 665, 675	600	75	649	8,2
			$Пр_э$	565, 585, 595, 655, 665	615	45	667	8,5
БЧ ПГ; 103		68	Пр	705, 705, 725, 740	720	15	783	8,8
			$Пр_э$	645, 645, 715, 765, 765	705	60	798	13,2
БЧ ПТУР; 112	300	30	Пр	790, 795, 795, 800, 830, 830, 840, 845, 890, 890	830	35	838	1,0
			$Пр_э$	795, 830, 840, 840, 845, 850, 855, 855, 890, 890	850	30	832	2,0

Примечание. $L_р$ — расчетные значения глубины проникания; Пр — преграды многослойные со стеклотекстолитом; $Пр_э$ — преграды эквивалентные.

5.1.2. Противокумулятивная стойкость комбинированной брони с материалами и устройствами «полуактивного» типа

Многослойная броня с ячеистыми слоями. Институтом гидродинамики СО АН СССР был предложен метод противокумулятивной защиты с использованием преград с ячейками разных форм, заполненными жидким или квазижидким веществом (работы Ю.А. Тришина, С.А. Кинеловского, Н.И. Матюшкина и др.). Процесс проникания кумулятивной струи в такую преграду может быть проанализирован с позиции волновой теории.

Если на оси металлического цилиндра, заполненного сжимаемой жидкостью, мгновенно произведен взрыв, то цилиндрическая ударная волна сжатия идет по жидкости к стенкам, частично от них отражаясь, а частично преломляясь в стенки.

В акустическом приближении амплитуды отраженной, преломленной и падающей волн связаны соотношениями

$$A_{\text{отр}} = \frac{\rho_2 c_2 - \rho_1 c_1}{\rho_1 c_1 + \rho_2 c_2} A, \quad A_{\text{пр}} = \frac{2\rho_1 c_1}{\rho_1 c_1 + \rho_2 c_2} A .$$

Здесь ρ_1, c_1 — плотность жидкости, заполняющей цилиндр, и скорость звука в ней; ρ_2, c_2 — плотность материала стенок и скорость звука в них; A — амплитуда падающей волны.

Если $\rho_1 c_1 << \rho_2 c_2$, отношение $A_{\text{отр}}/A$ близко к единице, т. е. вышедшая на стенку ударная волна почти полностью от нее отразится (например, для стального цилиндра, заполненного водой, $A_{\text{отр}}/A = 0{,}94$).

При движении кумулятивной струи в жидкости, ограниченной металлическими стенками, отходящая от носика струи ударная волна сжатия отражается от стенок и возвращается к оси струи. При выходе отраженной ударной волны на свободную поверхность каверны, полученной при внедрении струи, начинается истечение жидкости к оси струи. Движущаяся с большой скоростью жидкость схлопывает каверну, вызывая торможение и разрушение струи, что приводит к уменьшению ее бронепробивной способности. Схематично механизм воздействия на струю в каверне показан на рис. 5.7, а ее состояние на выходе из ячейки — на рентгенограмме (рис. 5.8, *б*, *в*). Для сравнения состояние струи после прохождения слоя полиуретана без ячеек показано на рис. 5.8, *а*.

Первые проведенные эксперименты показали принципиальную перспективность такой схемы противокумулятивной защиты со значительным выигрышем в массе преграды. Было установлено, в частности, что 300 мм воды заменяют 380 мм стали.

Для выявления основных параметров, определяющих эффективность работы ячейки, проводились исследования в лабораторных условиях на образцах, моделирующих единичный элемент ячеистой преграды с цилиндрическими ячейками (см. рис. 5.7). Толщины лицевых и тыльных плит выбирали такими, чтобы они обеспечивали отсутствие краевых эффектов. В качестве материала оболочек ячеек применяли сталь 5ХНМ, ячейки заполнялись квазижидким материалом (полиэфируретаном). Образец после сборки помещали в вакуумную камеру, сверху устанавливали лабораторный кумулятивный заряд. После его подрыва измеряли глубину пробития в тыльной плите.

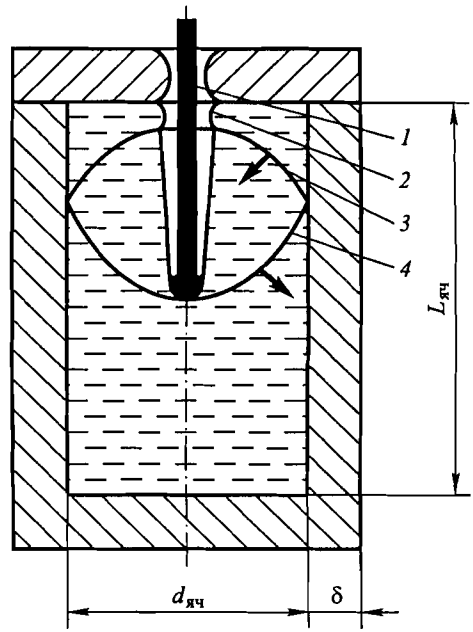


Рис. 5.7. Схема действия ячеистой противокумулятивной защиты:
1 — кумулятивная струя; *2* — схлопывание каверны; *3* — фронт отраженной волны сжатия; *4* — фронт падающей волны сжатия

Весь процесс пробития можно разделить на три стадии:

1) пробитие стальной крышки и части жидкости в ячейке с расходованием соответствующей части струи (лидера) до момента, когда фронт отраженной волны сжатия выходит на поверхность каверны в жидкости; это время определяется параметрами ячейки, скоростями проникания струи и движения волновых фронтов;

2) пробитие преграды неразрушенным участком струи на глубину

$$L = l\sqrt{\frac{\rho_c}{\rho_1}},$$

где l — длина неразрушенного участка струи; ρ_c — плотность струи; ρ_1 — плотность жидкости в ячейке;

3) формирование конца каверны разбитыми хвостовыми частями струи.

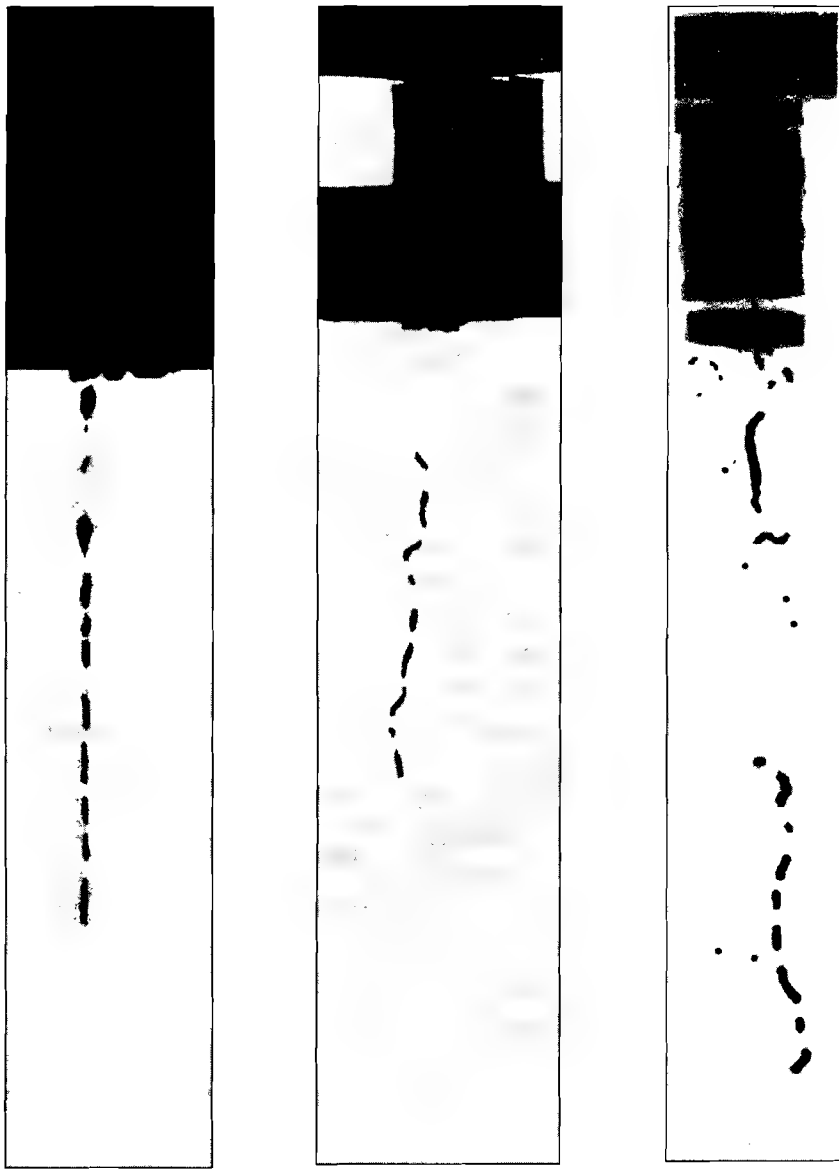


Рис. 5.8. Рентгенограммы кумулятивной струи лабораторного заряда после прохождения преград:
а – 13 мм сталь + 20 мм полиуретан + 20 мм сталь;
б — 13 мм сталь + 20 мм ячеистый слой + 20 мм сталь;
в — 13 мм сталь + четыре слоя (каждый – 5 мм ячеистого слоя + 5 мм стали)

В этих испытаниях удалось выявить ряд существенных моментов теоретического и практического характера, связанных с размерами и формой ячейки, характеристиками материалов-наполнителей. Некоторые из этих зависимостей представлены на рис. 5.9.

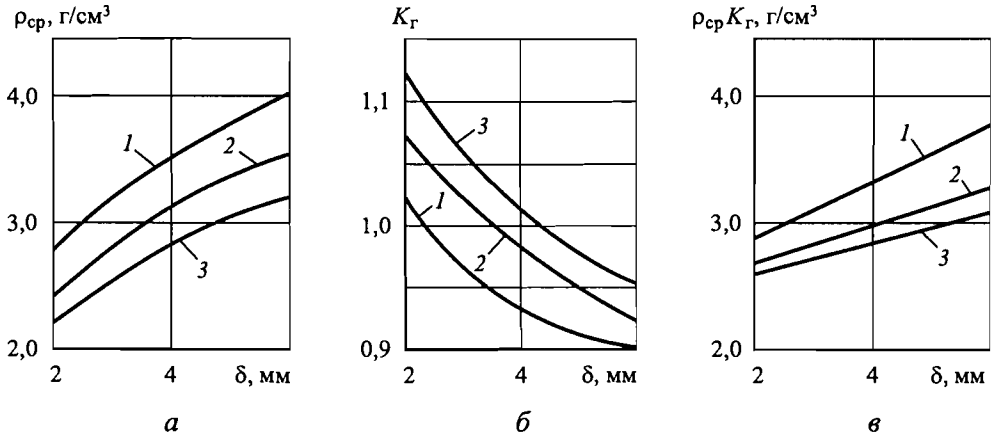


Рис. 5.9. Влияние параметров ячеек на осредненную плотность преграды $\rho_{ср}$ (*а*), габаритный коэффициент (*б*) и обобщенные габаритно-массовые характеристики ячеистых преград (*в*):
1, *2*, *3* — диаметр ячеек 20, 30 и 40 мм соответственно; δ — толщина перемычки (стенки ячейки)

Связь основных параметров ячейки — диаметра $d_{яч}$, толщины стенки δ, высоты $l_{яч}$ и материала наполнителя — с глубиной пробития (калибром заряда) можно толковать как связь с длительностью взаимодействия.

При слишком большом диаметре ячейки затягиваются волновые процессы и начало разрушения струи, снижается давление в волнах. Слишком же малый диаметр вырождает саму ячейку, сокращает эффективную массу жидкости. Поэтому существуют оптимальные диаметры ячеек.

Толщина металлической стенки должна обеспечивать достаточную жесткость отражения ударной волны без отрицательного влияния разгрузки от наружной поверхности. Установлено, что для цилиндрической ячейки с жидким наполнителем внутренний диаметр стального цилиндра должен составлять 10...13 % от глубины пробития стального монолита, а толщина цилиндра — 5...6 % от того же значения. Наполнитель ячейки должен иметь малое значение произведения ρc, доста-

точно высокие волновые скорости и низкую прочность на разрыв. Эксперименты показали определенную качественную общность в работе ячейки с разными наполнителями (полиэтилен, полиэфируретан, свинец, парафин, дизельное топливо). Высота ячейки $l_{яч}$ должна определяться временем проникания лидера, на который не было воздействия в каверне. «Классический» вариант ячейки — это полость любой конфигурации, замкнутая в направлении, перпендикулярном к внедряющейся кумулятивной струе. Вариант элемента брони с цилиндрическими ячейками представлен на рис. 5.10.

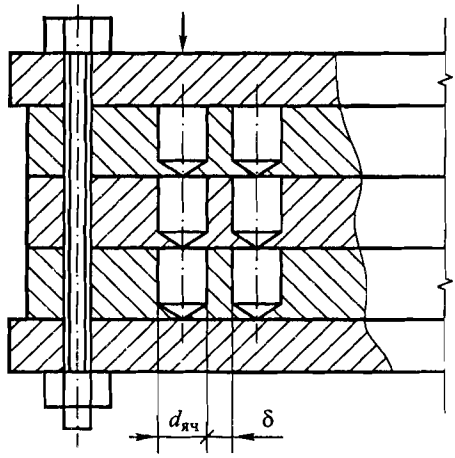


Рис. 5.10. Стальная броня с ячейками с полиуретановым наполнителем

Возможен «плоскопараллельный» вариант ячейки, имеющей лицевой и тыльный металлические слои, от которых отражается ударная волна. Было выявлено, что эффективность преграды с такой ячейкой также высока.

В сферических ячейках остающийся неразрушенным головной участок струи имеет значительно меньшие размеры, чем в ячейках других форм, вследствие быстрого взаимодействия с каверной ударной волны, отраженной от нижней полусферы. Это положительный фактор. Однако недостатком конструкции со сферическими ячейками является значительное увеличение средней плотности преграды по сравнению с преградой с цилиндрическими и плоскими ячейками (из-за большего вклада металлической части слоя).

Результаты исследований показали, что статистически значимое влияние на габаритно-массовые характеристики ячеистой брони оказывают все перечисленные выше факторы.

Удовлетворить требования, предъявляемые к противокумулятивной защите (ПКЗ), только с помощью ячеистых слоев оказалось невозможным. Использование ячеистых преград позволяет достичь уровня требований, предъявляемых к габаритам, но не удовлетворяет требования по массе при достижении на преградах заданного уровня противокумулятивной стойкости.

Для улучшения массовых характеристик преград в них сочетали ячеистые слои со слоями из легких материалов (например, стеклотекстолита). Слой стеклотекстолита располагали за стальной плитой, замыкающей ячеистый слой. В результате на преградах такой структуры удалось получить $K_{\Gamma}^{\text{КС}} \approx 1$ и $K_{\text{М}}^{\text{КС}} \approx 0{,}6\ldots0{,}7$. Таким образом, выигрыш по массе при равной с монолитной броней противокумулятивной стойкостью составил примерно 30...40 % (большее значение получено на преградах при воздействии противотанковых управляемых ракет (ПТУР), так как из-за меньшего, чем у снарядов, диаметра струи степень деструктивного воздействия выше).

Многослойная броня со слоями «откольного» типа. В откольном способе защиты от кумулятивных средств поражения, так же как и в ячеистой преграде, для разрушения кумулятивной струи используется энергия самой струи. Этот способ был впервые предложен и исследован в Институте гидродинамики СО АН СССР (работы В.И. Лаптева, Ю.А. Тришина и др.).

При движении кумулятивной струи в преграде часть кинетической энергии струи переходит в энергию образующейся ударной волны, создавая между струей и фронтом ударной волны зону повышенного давления. При выходе кумулятивной струи из преграды, имеющей плоскую тыльную свободную поверхность, элементы материала у свободной поверхности под действием ударной волны от струи начинают двигаться в направлении движения струи и в стороны от нее — рис. 5.11 (стрелками показано направление движения элементов свободной поверхности) [5.8]. Если же создать условия, при которых материал преграды будет двигаться на струю, то энергия летящих со свободной поверхности элементов преграды будет расходоваться на разрушение самой кумулятивной струи. Это и составляет основной принцип предлагаемого способа защиты от кумулятивных средств поражения.

Условие формирования течения материала преграды по направлению к оси струи можно удовлетворить созданием полусферических, параболических и других подобного рода полостей, направленных выпуклостью навстречу внедряющейся струе (рис. 5.12).

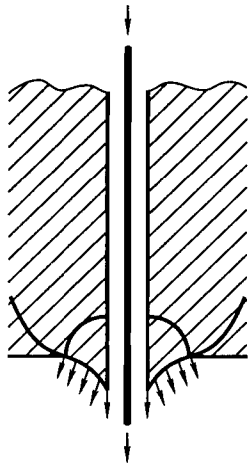


Рис. 5.11. Проникание кумулятивной струи в преграду с плоской тыльной поверхностью

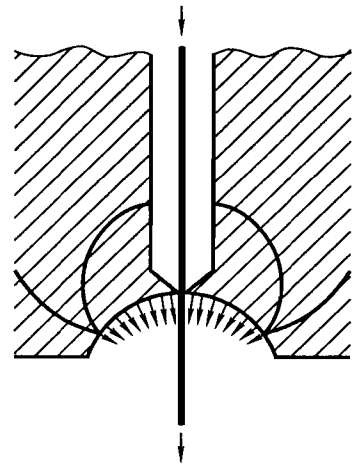


Рис. 5.12. Проникание кумулятивной струи в преграду с полостью на тыльной поверхности

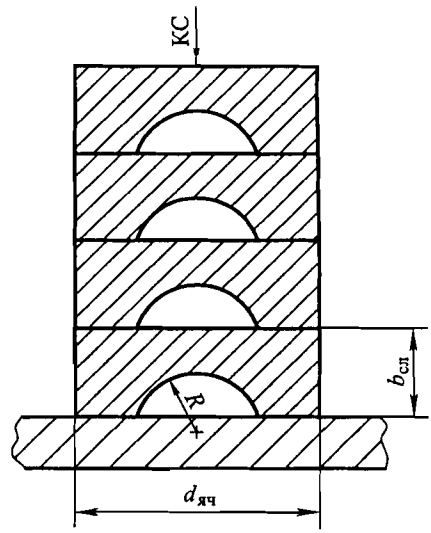
Реализация откольного способа защиты при воздействии кумулятивной струи возможна при следующих условиях:

а) прочностные силы материала преграды должны быть гораздо меньше усилий, развиваемых ударной волной от кумулятивной струи на поверхности полости;

б) материал преграды должен иметь небольшую плотность для достижения высокой скорости свободной поверхности полости, так как в противном случае струя или значительный кусок струи успеет пройти через полость преграды до того, как последняя схлопнется;

в) материал преграды наряду с малой плотностью должен иметь большую скорость звука (примерно равную или большую скорости внедрения кумулятивной струи в монолитную преграду из этого же материала), так как иначе ударная волна от кумулятивной струи будет в основном распространяться в радиальном от оси струи направлении и не попадет на свободную поверхность полости, т. е. будет отсутствовать процесс взаимодействия ударной волны с полостью, а следовательно, пропадет эффект защиты.

На первом этапе для проверки эффективности предлагаемого способа защиты в Институте гидродинамики СО АН СССР были проведены лабораторные экспериментальные исследования на ряде образцов и достаточно убедительно показана принципиальная эффективность откольного способа защиты. Эксперименты в основном проводились на алюминиевых сборках из трех-шести откольных слоев, внутри которых создавались полости в форме полусфер. Изучалась зависимость глубины пробития от радиуса R, толщины откольного слоя $b_{сл}$ и диаметра $d_{яч}$ ячейки (рис. 5.13). В испытаниях использовали лабораторный заряд, пробивающий 220 мм БССТ. Лучший результат ($K_{Г}^{КС} = 0{,}9$; $K_{М}^{КС} = 0{,}6$) был получен на сборке из трех откольных слоев с размерами единичного элемента $R = 10$ мм, $b_{сл} = 30$ мм, $d_{яч} = 60$ мм. В испытаниях аналогичных преград более мощными средствами (пробивающими 400...600 мм БССТ) были получены более скромные результаты.



5.13. Схема элемента откольной брони

Дальнейшие исследования по определению возможности использования откольного способа для противокумулятивной защиты показали, что по эффективности преграды такого рода не превосходят другие, более простые преграды с одинаковыми габаритно-массовыми характеристиками, и поэтому разработка ПКЗ лобовых проекций танка, основанная на использовании откольного способа защиты, оказалась нецелесообразной.

Многослойная броня с тонкими «вспучивающимися» стальными пластинами. Откольный способ защиты от кумулятивных струй получил свое развитие в броне с так называемыми вспучивающимися стальными пластинами. Роль «откола» в такого рода броневых структурах выполняют тонкие (3...5 мм) металлические (стальные, титановые и др.) листы, прилегающие без зазора к тылу основной брони. Чаще всего для усиления «вспучивания» этих листов между ними и основной броней располагают (также без зазоров) прокладки из сжимаемых упругих материалов (например, резины).

Механизм разгона тонкой пластины разными авторами трактуется неоднозначно. Один из механизмов, предложенный И.Ф. Кобылкиным, подробно описан в разд. 6.3 настоящей монографии. Коротко он заключается в следующем.

При проникании кумулятивной струи в такую структуру первоначально по преграде распространяется упругая волна, в которую вырождается мощная ударная волна, возникающая в начальный момент взаимодействия головных элементов с поверхностью плиты. В определенной степени эта волна демпфируется слоем материала прокладки, который при этом сжимается, запасая упругую энергию. Однако основное нагружение сжимаемая прокладка испытывает при приближении кумулятивной струи к границе раздела. Впереди проникающей в плиту кумулятивной струи движется зона деформации, в которой скорость материала плиты возрастает практически от нулевого значения до скорости проникания примерно 4 км/с. Воздействие материала передней плиты, движущегося впереди кумулятивной струи со скоростью проникания, на прокладку можно уподобить удару по ней ударника из материала преграды. Диаметр ударника можно полагать равным диаметру каверны, образующейся при проникании струи в плиту. Воздействие этого ударника приводит к формированию в материале прокладки достаточно мощной ударной волны или волны сжатия. Разгон тонкой пластины, примыкающей к прокладке, осуществляется под действием давления, развивающегося за фронтом этой волны. Фактически разгон пластины идет по механизму гидроудара. Прокладка выполняет роль аккумулятора энергии упругого сжатия, которая в последующем преобразуется в кинетическую энергию пластины.

Поскольку давление за фронтом ударной волны, распространяющейся по прокладке, быстро убывает, пластина испытывает лишь локальное ускорение — «вспучивается». Тем не менее смещение еще не пробитых участков пластины на траекторию движения кумулятивной струи приводит к возмущению ее прямолинейной формы и заметному снижению остаточного пробития.

Противокумулятивная стойкость брони со «вспучивающимися» листами достаточно полно изучена в диссертации Л.Н. Аникиной, где, в частности, представлен иной механизм разгона тонкой пластины. Ниже изложим результаты исследований, полученные в этой работе.

Рассмотрим процесс пробития структуры, состоящей из плиты, прокладки и тонкой пластины.

На первом этапе при проникании кумулятивной струи в такую структуру по мере приближения контактной поверхности к тыльной

поверхности плиты развиваются деформации тыльных слоев. Внедрение сопровождается местным «вспучиванием» тыльной поверхности, что приводит к соответствующей деформации прокладки, передаваемой тонкой пластине (рис. 5.14, *а*). При разрушении и разгоне тыльного слоя плиты соответственно разгоняется прокладка, которая передает приобретенное ею количество движения тонкой пластине (рис. 5.14, *б*). Чем больше толщина прокладки, тем больше площадь поверхности тонкой пластины, на которую распространяется давление, и тем больше радиус выпучины на тонкой пластине. Экспериментально установлено, что скорость движения купола выпучины на тонкой пластине зависит, помимо скорости кумулятивной струи, от толщины, материала прокладки и от толщины тонкой пластины.

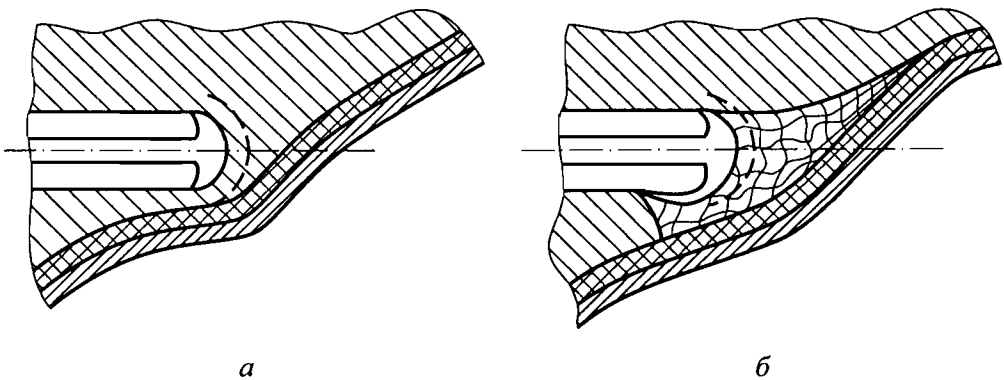


Рис. 5.14. Этапы деформации (*а*) и разрушения (*б*) тыльного слоя стальной плиты при проникании кумулятивной струи

За этапом деформации следует этап пробивания тонкой пластины (рис. 5.15). Размеры пробоин в тонких пластинах в 3–6 раз больше диаметра струи [5.9]. Поэтому в течение некоторого времени сразу после пробития тонкой пластины последующие участки кумулятивной струи проходят через пробоину, не задевая ее кромки.

Следующим этапом рассматриваемого процесса является взаимодействие участков струи, пролетающих через пробоину в тонкой пластине, с кромкой пробоины. Это взаимодействие является следствием того, что векторы скоростей движения кумулятивной струи и кромки пробоины образуют между собой некоторый угол и в процессе движения кромка пробоины сначала приближается к оси струи, а затем пересекает ее. В результате косого соударения частиц струи с кромкой

пробоины происходит их частичное срабатывание, а при выполнении некоторых условий — рикошетирование частиц струи. При таком взаимодействии отдельные участки струи образуют в пластине прорезь, получая импульс в направлении, перпендикулярном движению струи. На рентгеновских снимках хорошо видны боковые смещения частиц струи и характер деформирования тонкой пластины (рис. 5.16).

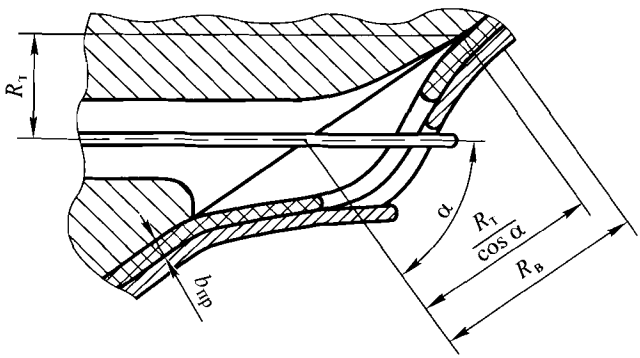


Рис. 5.15. Этап пробивания тонкой пластины:
$R_т$ — продольный радиус пробоины, измеренный на тыльной поверхности стальной плиты; $R_в$ — продольный радиус выпучины, измеренный в плоскости, перпендикулярной тыльной поверхности тонкой пластины, и проходящий через ось кумулятивной струи; $b_{пр}$ — толщина прокладки

Результаты анализа рентгеновских снимков показали, что в первую очередь характер и продолжительность воздействия кромки пробоины на струю зависят от угла встречи струи с тонкой пластиной, толщины пластины и скорости головной части струи.

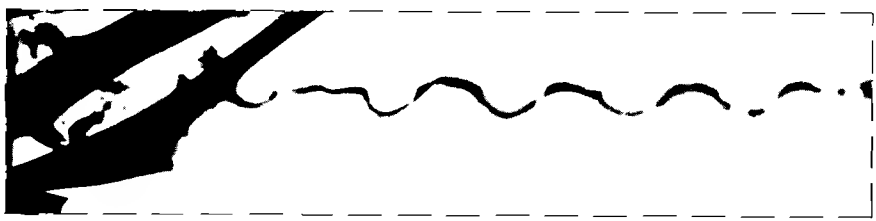


Рис. 5.16. Рентгенограмма кумулятивной струи лабораторного заряда после прохождения преграды: 4 мм стали + 3 мм резины + 6 мм стали ($\alpha = 68°$; $t = 139$ мкс)

К последнему этапу процесса пробития относится взаимодействие струи, прошедшей структуру стальная плита — прокладка — тонкая пластина, со следующим элементом броневой преграды. Будет или не будет участвовать кумулятивная струя, прошедшая через эту систему, в углублении каверны, зависит от величины отклонения элементов струи от оси и расстояния $b_{возд}$ до следующего слоя броневой преграды.

В лабораторных и натурных условиях проводились исследования в целях выявления основных параметров преград с «вспучивающимися» стальными пластинами, влияющих на глубину проникания кумулятивной струи.

В качестве примера приведем зависимости $\overline{L}_п$ (равной сумме, отнесенной к диаметру струи d, толщин стали в структуре стальная плита — прокладка — тонкая пластина и глубины кратера в расположенной за ней броне) от ряда параметров, полученные в результате испытаний преград лабораторными зарядами диаметром 25 и 46 мм (рис. 5.17).

Характер зависимости $\overline{L}_п$ от толщины лицевой стальной плиты $b_л$ (рис. 5.17, *а*) может быть объяснен тем, что с увеличением $b_л$ скорость кумулятивной струи после прохождения ею лицевой плиты уменьшается. Это приводит к снижению энергии осколков, воздействующих через прокладку на пластину. Кроме того, при больших значениях $b_л$ с кромкой пробоины в пластине взаимодействуют низкоскоростные разорванные хвостовые части струи, которые и без дополнительного воздействия на них пластины сравнительно мало углубляют каверну в броне.

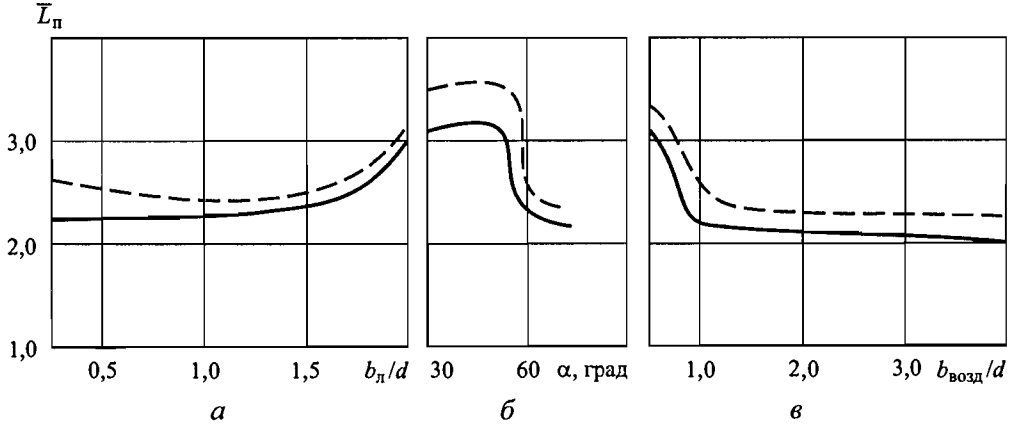


Рис. 5.17. Зависимости $\overline{L}_п$:

а — от $b_л/d$ при $b_{возд}/d$ = const, α = 68°; *б* —от α при $b_{возд}/d$ = const, $b_л/d$ = const; *в* — от $b_{возд}/d$ при $b_л/d$ = const, α = 68° (——— — средние, – – – — максимальные значения)

Характер зависимости $\overline{L}_{\text{п}}$ от α (рис. 5.17, *б*) может быть объяснен тем, что при увеличении α уменьшается интервал времени, в течение которого кромка пробоины на выпучине приближается к струе, и следовательно, уменьшается часть струи, проходящей в пробоину без воздействия со стороны пластины.

Анализ зависимости $\overline{L}_{\text{п}}$ от $b_{\text{возд}}/d$ (рис. 5.17, *в*) дает возможность сформулировать следующее требование.

Для того чтобы взаимодействие струи с кромкой пробоины сказалось на общей глубине проникания в наибольшей мере, межпреградное расстояние $b_{\text{возд}}$ должно быть таким, чтобы броня не препятствовала смещению той части выпучины, в которой струя взаимодействует с кромкой пробоины в пластине. Кроме того, указанное расстояние должно быть достаточно большим, чтобы частицы струи, получившие боковой импульс при соударении с краем пробоины, успели отойти от оси струи на значительное расстояние и не попали в кратер, образованный прошедшей за составную преграду головной частью струи.

Дальнейшее увеличение расстояния $b_{\text{возд}}$ слабо влияет на толщину пробитой стали, и уменьшение величины $\overline{L}_{\text{п}}$ происходит примерно так же, как при увеличении межпреградного расстояния в обычной (без тонких пластин) двухпреградной броне.

В проведенных опытах расстояние $b_{\text{возд}}$, при котором полностью проявляется эффект от применения пластины, при испытании лабораторными зарядами с диаметром воронки 25 и 46 мм составляло соответственно 10 и 20 мм, а при испытании кумулятивными снарядами калибра 125 мм — около 30 мм.

Для уточнения описанных выше зависимостей, а также связи получаемых на их основе данных с конечным результатом по стойкости брони с наполнителем со «вспучивающимися» листами были проведены широкие испытания в лабораторных и натурных условиях, в результате которых определены рациональные параметры элементарной структуры «стальная плита — прокладка — тонкая пластина»:

– толщина стальной плиты — 0,2...0,5 диаметра кумулятивного заряда;

– толщина резиновой прокладки — 1,0...2,0 диаметра кумулятивной струи;

– толщина тонкой стальной пластины — 1,5 диаметра кумулятивной струи;

– величина воздушного промежутка за тонкой стальной пластиной — 0,4 диаметра кумулятивного заряда боеприпаса;

– угол встречи струи с тонкой пластиной 60...70°.

Наилучшей живучестью обладают тонкие пластины из стали с временным сопротивлением 600...1100 МПа при ударной вязкости не менее 1,3 МДж/м^2.

Повышение противокумулятивной стойкости многослойных броневых преград за счет введения в состав преград тонких стальных пластин может достигать 40 % по сравнению со стойкостью равной по массе монолитной стальной брони средней твердости и 10...23 % (в зависимости от точности изготовления боеприпаса) по сравнению со стойкостью равных по массе разнесенных броневых преград. Броня такой конструкции внедрена на одном из отечественных танков. Есть информация о применении брони со «вспучивающимися» листами на зарубежных машинах.

Анализируя оба варианта процесса разгона тонкой пластины, авторы настоящей монографии пришли к выводу, что в реальности имеют место элементы обоих предложенных механизмов.

5.2. Противоснарядная стойкость комбинированной брони с наполнителями «пассивного» и «полуактивного» типов

В начале гл. 5 говорилось, что пока бронепробивная способность кумулятивных средств поражения существенно превышала бронепробивную способность БПС, проектировщики броневой защиты использовали в качестве наполнителей материалы и устройства «пассивного» и «полуактивного» типов, позволяющие при рациональном их сочетании со стальными броневыми преградами в составе многослойной брони повысить противокумулятивную стойкость при существенно меньших затратах массы по сравнению с монолитной и многопреградной стальной броней.

По мере роста могущества БПС требовалось изыскать резервы для повышения противоснарядной стойкости, в том числе при использовании наполнителей, которые наряду с высокой противокумулятивной стойкостью обладали бы достаточно высоким сопротивлением проникающию БПС.

На начальном этапе работ исследовались ортотропные броневые материалы — броневой стеклотекстолит (СТБ, ρ = 2,0 г/см^3) и текстолит на основе высокомодульных органических волокон (СВМ, ρ = 1,36 г/см^3),

а также представитель класса квазижидких материалов — полиэфируретан (ПЭУ, $\rho = 1{,}0$ г/см^3).

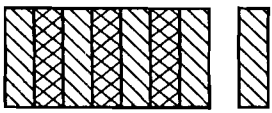
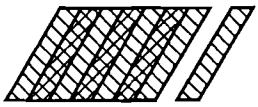
Чтобы ранжировать наполнители по противоснарядной стойкости, в лабораторных и натурных условиях в НИИ стали были испытаны многослойные преграды с рациональным числом стальных слоев и упомянутыми наполнителями при характерных углах встречи.

Обстрелу масштабными моделями сердечников БПС с практически одинаковыми скоростями примерно 1600 м/с были подвергнуты модельные многослойные преграды, типовая структура которых и результаты испытаний представлены в табл. 5.7.

Фактические результаты натурных испытаний в данной работе не приводятся.

Таблица 5.7

Структуры модельных преград и результаты экспериментального определения противоснарядной стойкости различных наполнителей

Структура брони	Угол встречи, град	Материал наполнителя	Характеристика пробитой части преграды			
			Г, мм	М, мм	$K_Г$	$K_М$
	0–30	Воздух	338	230	1,38	0,94
		ПЭУ	295	186	1,23	0,78
		СВМ	291	182	1,19	0,78
		СТБ	267	159	1,07	0,64
	60–70	Воздух	198	120	1,17	0,71
		ПЭУ	131	75	0,79	0,45
		СВМ	138	85	0,82	0,51
		СТБ	142	90	0,84	0,53

Анализ результатов показал следующее.

1. Вклад в противоснарядную стойкость различных наполнителей многослойных броневых структур «пассивного» типа в значительной мере определяется конструктивными углами наклона броневых слоев. При малых $\alpha = 0\ldots40°$ четко выражена зависимость прироста стойкости (по сравнению со стальной монолитной броней равной массы) от прочности наполнителя. Наибольшая стойкость наблюдается при примене-

нии броневого стеклотекстолита, обладающего удельной энергоемкостью $H_д/\rho$, равной 0,5 $м^2/с^2$. На наполнителях с меньшей энергоемкостью (полимеры типа полиуретана, текстолиты на основе СВМ и др.) имеет место более низкая стойкость.

2. Полученные зависимости при малых углах встречи в целом хорошо согласуются с обобщенными данными натурных испытаний, полученными при обстреле аналогичных преград цельнокорпусными БПС различных удлинений.

3. При больших углах встречи $\alpha \geq 60°$ преобладающее влияние на стойкость брони оказывает разрушение сердечника стальными слоями, вследствие чего максимальной стойкостью обладают структуры с наполнителями минимальной плотности. Во всех случаях структуры с воздушными промежутками между слоями проигрывают по стойкости структурам со сплошными наполнителями (даже с практически нулевой прочностью), обеспечивающими задержку нарушения тыльной сплошности стальных броневых преград.

4. Сравнение результатов испытаний при $\alpha = 60°$ в лабораторных и натурных условиях выявило одинаковый характер изменения стойкости в зависимости от физико-механических свойств наполнителей. Вместе с тем надо отметить, что в лабораторных условиях получены завышенные значения коэффициентов стойкости по сравнению с результатами натурных испытаний. Так, максимально достигаемый коэффициент стойкости по массе $K_М$ на натурных преградах со стеклотекстолитом составляет 0,72, что соответствует 28 % выигрыша по массе в сравнении с равностойкой монолитной стальной броней, тогда как в рассматриваемой серии модельных опытов он достигал 37 и даже 47 %. Такая разница, как показал анализ, связана с недостаточной прочностью материала модельных сердечников, применявшихся в данной серии экспериментов, что особенно заметно проявляется при больших углах встречи. Таким образом, данные, соответствующие $\alpha = 60°$, следует рассматривать с позиций исследования связи стойкости многослойной брони со свойствами наполнителей, не принимая их в качестве абсолютных.

5. Из исследованных наполнителей наибольший интерес вызывает стеклотекстолит, широко и эффективно применяемый в качестве противокумулятивного наполнителя и в то же время обладающий высокой стойкостью к воздействию БПС.

Рассмотрим кратко некоторые результаты экспериментального изучения взаимодействия бронебойных стержневых элементов со стекло-

текстолитом, полученные коллективом авторов под руководством О.Т. Чижевского и Г.И. Крюкова (ЦНИИХМ). В лабораторных условиях исследовались обстрелом стержневыми элементами из неупрочненного тяжелого сплава ВНЖ-90 диаметром 6 мм с удлинением 10 и 12,5 монолитные из стеклотекстолита, комбинированные двухслойные (сталь — стеклотекстолит) и трехслойные (сталь — стеклотекстолит — сталь) преграды. Для получения большей информации помимо оценки стойкости преград по конечным глубинам проводились рентгеноимпульсные съемки движения ударника внутри преград. На рис. 5.18 и 5.19 показаны рентгенограммы проникания под углом соответственно в преграду из стеклотекстолита (состоящую из трех слоев) и двухслойную преграду сталь — стеклотекстолит.

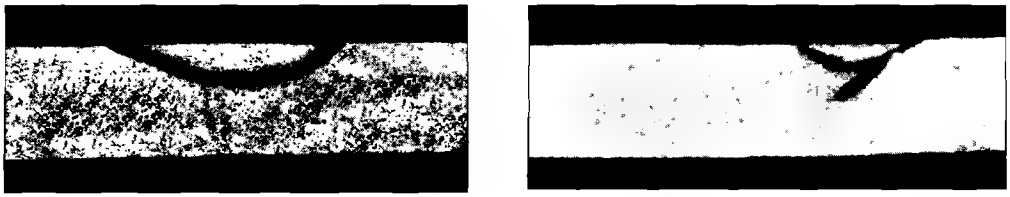
На рис. 5.20 и 5.21 показаны пробоины после соударения стержневых элементов со стеклотекстолитом по нормали и под углом. Видно, что во всех случаях наблюдаются деформация и разрушение элемента внутри преграды большой протяженности и искривление его траектории преимущественно на конечном участке, причем в случае наличия лицевого стального листа изгиб и разрушение начинаются еще при пробитии этого слоя, и становятся тем больше, чем тверже первый металлический слой. Пластического течения материала элемента, характерного для пробития стальных плит, в данных опытах не наблюдалось. Отмечалось расслоение стеклотекстолитового слоя. В случае замены монолитного стеклотекстолита двумя слоями с равной суммарной толщиной в отдельных случаях наблюдались рикошетирование головной части элемента вдоль границы между листами и излом модели.

Рис. 5.18. Элемент из тяжелого сплава при движении внутри преграды из трех слоев стеклотекстолита при взаимодействии под углом

Рис. 5.19. Рентгенограмма движения бронебойного элемента (ВНЖ-90, d = 6 мм, l = 75 мм) внутри стеклотекстолита, расположенного за броневым слоем толщиной 10 мм

В этих опытах отмечена зависимость состояния ударника от скорости соударения. Как правило, при ударной скорости до 1000 м/с наблюдался изгиб элемента, а при бóльших скоростях — его разрушение. На рис. 5.22 представлены экспериментальные данные и зависимости относительной глубины внедрения бронебойного элемента в стеклотекстолит от скорости соударения. Из рисунка ясно, что при изменении скорости соударения от 800 до 1500 м/с глубина внедрения изменяется от 1,5 до 2,7 длины элемента при соударении по нормали, а при соударении под углом 60° в том же диапазоне скоростей — от 2,5 до 3,2.

Рис. 5.20. Пробоины и остатки бронебойного элемента после взаимодействия со стеклотекстолитом толщиной 150 мм (из трех слоев показаны два последних) при соударении по нормали



а *б*

Рис. 5.21. Внутренний рикошет бронебойного элемента при $\alpha = 60°$, $V_{уд} = 725$ м/с (*а*) и $V_{уд} = 615$ м/с (*б*)

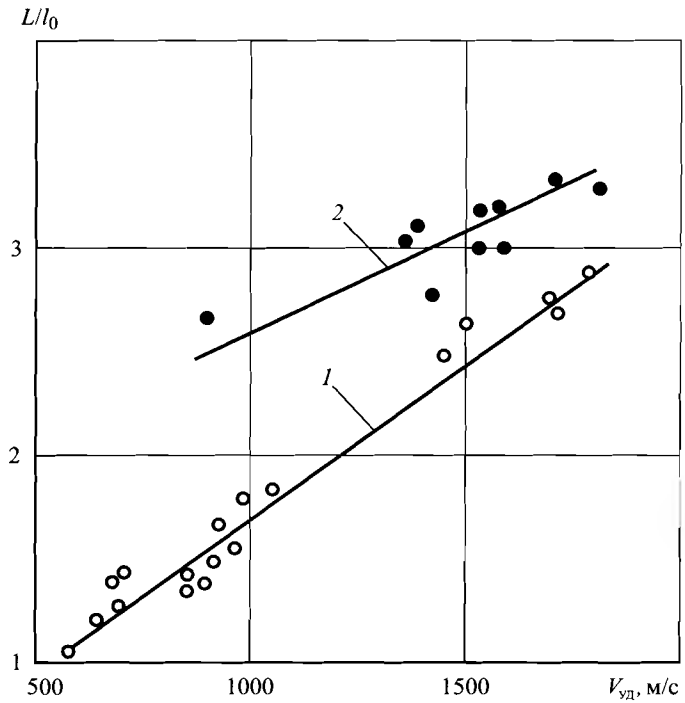


Рис. 5.22. Зависимость относительной глубины внедрения бронебойного элемента в стеклотекстолит от скорости соударения:
1 — соударение по нормали; *2* — соударение под углом 60° от нормали

Таким образом, при соударении под углом 60° глубина внедрения возрастает примерно на 15...65 % по сравнению с глубиной при соуда-

рении по нормали. Однако защитные свойства стеклотекстолита при соударении под углом могут быть не ниже, чем при соударении по нормали вследствие более интенсивного искривления траектории и отклонения движения элемента вдоль слоев преграды, что наблюдалось в лабораторных условиях.

Способность низкоплотных материалов вызывать при соударении изгиб корпуса и разрушение поражающего элемента из тяжелого сплава подтверждена и на менее плотных материалах типа полиэтилена. Однако такой эффект наблюдается не всегда и зависит в основном от качества сплава, из которого изготовлен сердечник.

На рис. 5.23 представлены экспериментальные данные сравнительной оценки стойкости стеклотекстолита и БССТ при взаимодействии по нормали с элементами из тяжелого сплава в виде зависимости

$$\frac{b_{\text{стекл}}\,\rho_{\text{стекл}}}{b_{\text{ст}}\,\rho_{\text{ст}}} = f(V_{\text{уд}}),$$

где $b_{\text{стекл}}$ и $b_{\text{ст}}$, $\rho_{\text{стекл}}$ и $\rho_{\text{ст}}$ — толщины (мм) и плотности (кг/м^3) стеклотекстолита и стали соответственно.

На рисунке видно, что при соударении по нормали при скорости около 1000 м/с стойкость стеклотекстолита близка к стойкости броневой стали, а при бóльших скоростях стойкость стеклотекстолита превосходит стойкость броневой стали равной массы.

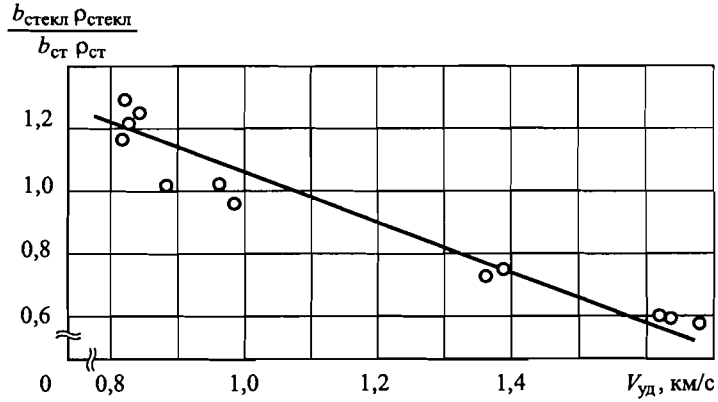


Рис. 5.23. Стойкость стеклотекстолита (о) по сравнению со стойкостью броневой стали средней твердости при соударении по нормали

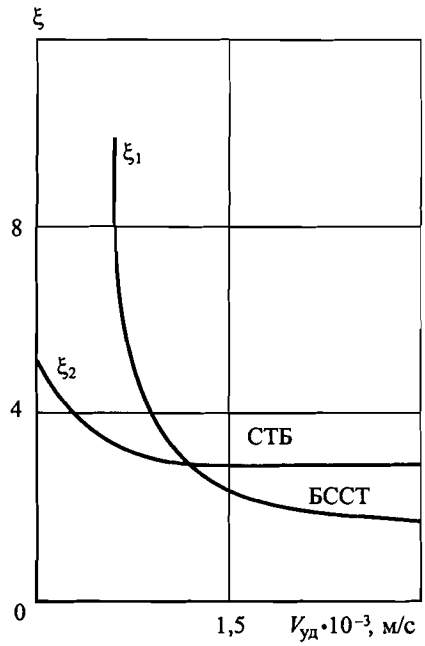


Рис. 5.24. Зависимость стойкости БССТ и стеклотекстолита СТБ от скорости удара

В ряде работ на основе использования различных расчетных методов теоретически исследованы сравнительная стойкость броневого стеклотекстолита и БССТ в зависимости от ряда параметров.

В работах Г.П. Меньшикова и И.В. Соколова (ЦНИИХМ) стойкость материала определялась отношением удельной поперечной нагрузки $l_0\rho_c$ (l_0 — длина поражающего элемента; ρ_c — плотность материала поражающего элемента) к плотности преграды единичного сечения $b_п\rho_п$ ($b_п$ — толщина преграды; $\rho_п$ — плотность материала преграды), пробиваемой на пределе:

$$\xi = \frac{l_0\rho_c}{b_п\rho_п} \text{ при } \alpha = 0°,$$

$$\xi = \frac{l_0\rho_c \cos\alpha}{b_п\rho_п} \text{ при } \alpha > 0°.$$

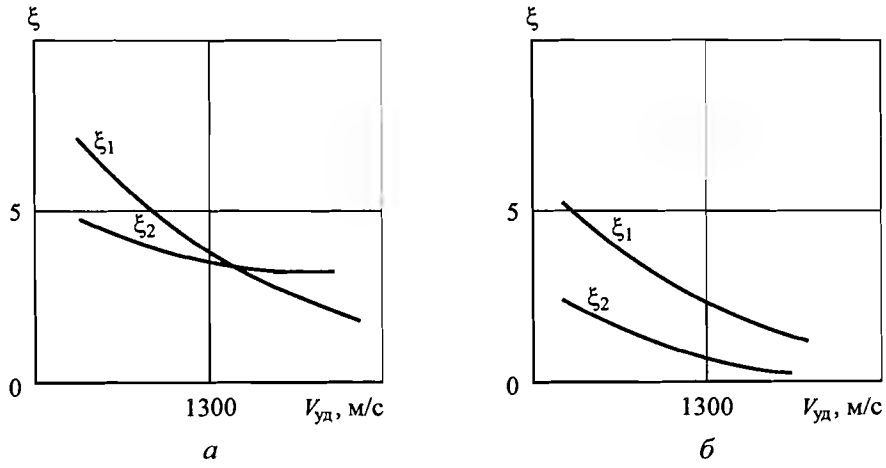


Рис. 5.25. Расчетная зависимость стойкости БССТ (ξ_1) и СТБ (ξ_2) от скорости при соударении по нормали (*а*) и под углом 60° (*б*)

С использованием модифицированной теории проникания была исследована зависимость стойкости БССТ и стеклотекстолита (ρ = = 1,8 г/см^3, $H_д$ = 1,1...1,2 ГПа) от скорости удара при $\alpha = 0$. На рис. 5.24 видно, что при проникании поражающего элемента в преграду СТБ обладает большей стойкостью, чем БССТ ($\xi_2 > \xi_1$) при скорости соударения, большей так называемой пороговой скорости ($V_{пор} \approx 1400$ м/с), и меньшей стойкостью при $V_{уд} < V_{пор}$.

В работе С.В. Ломова и В.И. Тимохина (ВНИИТМ) для расчета проникания поражающего элемента в преграду по нормали с разными скоростями использована другая модель. Полученная зависимость стойкости от скорости представлена на рис. 5.25, *а*. Как и в предыдущей работе, при $V_{уд} > V_{пор}$ стойкость стеклотекстолита выше стойкости стали при соударении по нормали.

На примере трехслойной брони (БССТ + СТБ + БССТ) можно оценить возможный выигрыш по массе на преграде с использованием стеклотекстолита. В работе Г.П. Меньшикова предложено выигрыш по массе определять двумя характеристиками: $\tilde{\alpha} = (b_{БССТ_1} + b_{БССТ_2})/b_{БССТ_{экв}}$ — отношением суммы толщин обоих стальных листов к толщине стального эквивалента при данной скорости взаимодействия $b_{БССТ_{экв}}$; $\tilde{\beta} = b_{БССТ_1}/(b_{БССТ_1} + b_{БССТ_2})$ — отношением толщины первого стального листа $b_{БССТ_1}$ к сумме толщин обоих листов стальной брони. На рис. 5.26 выигрыш по массе показан линиями равного уровня значений $\tilde{\lambda}$ в функции от $\tilde{\alpha}$ и $\tilde{\beta}$. Примерно 20 % экономии массы получается при $0{,}06 < \tilde{\alpha} < 0{,}23$ и $0 < \tilde{\beta} < 0{,}21$, т. е. для реальных скоростей БПС выгоднее использовать больше наполнителя, размещая его ближе к передней части многослойного пакета.

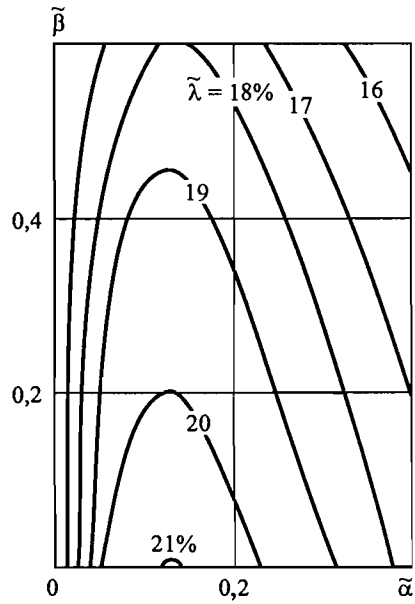


Рис. 5.26. Зависимость экономии массы $\tilde{\lambda}$ от количества наполнителя $\tilde{\alpha}$ и места его расположения $\tilde{\beta}$ при постоянной стойкости

В работе И.В. Соколова и Г.П. Меньшикова для анализа закономерностей

проникания поражающего элемента в преграды из стали и текстолита под углом применен инженерный метод расчета. Для учета анизотропии стеклотекстолита, прочность которого $\sigma_в$ зависит от направления ударного нагружения, использована тригонометрическая форма

$$\sigma_в = \sigma_x \cos^2 \eta + \sigma_y \sin^2 \eta,$$

где η — угол ориентации элементарной площадки на поверхности контакта ударника с преградой, заключенный между перпендикуляром к плоскости преграды (ось x) и нормалью к площадке.

Характеристики предельного сопротивления при сжатии по осям x и y определяются как функции скорости взаимодействия $V_{уд}$:

$$\sigma_x = \sigma_{x0} + \mu_x V_{уд}, \quad \sigma_y = \sigma_{y0} + \mu_y V_{уд}.$$

Здесь σ_{x0} и σ_{y0} — характеристики статического сопротивления материала, сжатого по направлениям x, y; μ_x и μ_y — коэффициенты.

Для стеклотекстолита СТБ-3-02 эти характеристики, определенные расчетным путем с использованием экспериментальных данных, составили: $\sigma_{x0} = 0{,}188$ ГПа; $\sigma_{y0} = 0{,}172$ ГПа; $\mu_x = 0{,}279 \cdot 10^6$ кг/(м^2 · с); $\mu_y = 0{,}011 \cdot 10^6$ кг/(м^2 · с). Полученные зависимости стойкости стали ξ_1 и стеклотекстолита ξ_2 при взаимодействии под углом представлены на рис. 5.25, *б*.

На рисунке видно, что при внедрении снаряда под углом 60° при скоростях удара до 2000 м/с стойкость стали все время выше стойкости стеклотекстолита. Отсюда можно заключить, что при больших конструктивных углах преграды использование стеклотекстолита в комбинированной броне неэффективно.

Однако экспериментально установлено, что на комбинированных преградах со стеклотекстолитом с большими конструктивными углами не наблюдается проигрыша по стойкости по сравнению с монолитной стальной броней равной массы.

Расчет проникания ударника в пятислойную комбинированную преграду, состоящую из слоев стали и стеклотекстолита, под углом 65° со скоростью 1450 м/с, близкой к скорости предела сквозного пробития ($V_{псп}$), проведенный в работе Г.П. Меньшикова и И.В. Соколова, позволяет представить механизм взаимодействия на всем протяжении преграды и выявить некоторые факторы, объясняющие эффективность такой брони при обстреле под большим углом. Полученные в результате расчета зависимости показаны на рис. 5.27.

Из рисунка ясно, что при внедрении ударника в многослойную преграду действующие на снаряд нагрузки имеют осциллирующий характер, что вызвано разницей физико-механических свойств соседних слоев. В частности, поперечная сила знакопеременна, а скорость срабатывания ударника, угловая скорость и скорость проникания меняются периодически в соответствии с толщинами отдельных слоев преграды. Амплитуды боковой силы и момента могут быть значительными и вызвать большие изгибные напряжения.

При скоростях удара, меньших скорости предельного пробития $V_{\text{псп}}$, за счет денормализации ударника, переходящего из менее плотного слоя в более плотный, а также в результате появления углов атаки и снижения скорости проникания [5.10] возможен внутренний рикошет, повышающий стойкость многослойной преграды по сравнению с монолитной.

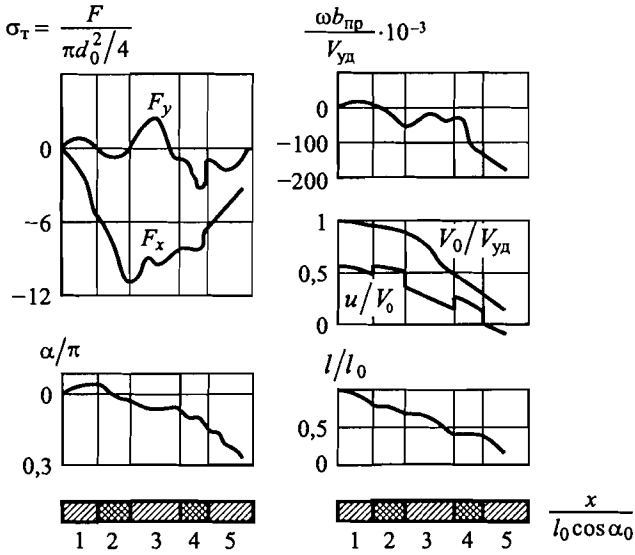


Рис. 5.27. Зависимости характеристик проникания поражающего элемента в многослойную преграду от глубины внедрения по ходу движения снаряда:

F_x, F_y, α, ω, $V_{уд}$, u, l — текущие значения соответственно лобовой и боковой сил сопротивления , угла поворота, угловой скорости, линейной скорости снаряда, скорости контактной границы снаряд — преграда, длины цилиндрического ударника с первоначальным удлинением 18; 1, 3, 5-й слои — сталь; 2-й, 4-й — стеклотекстолит

Для представленного на рис. 5.27 случая денормализация ударника наблюдается только на первом листе стали. Денормализующего усилия F_y при входе во второй стальной лист (третий слой) хватает только на то, чтобы приостановить нормализацию от выхода из первого листа стали (участок графика $\alpha \approx$ const на рис. 5.27. При внедрении в третий лист нормализация превалирует над денормализацией.

Таким образом, эффективность комбинированной брони со стеклотекстолитом с большими конструктивными углами объясняется в основном не стойкостью наполнителя, а эффектами, связанными с разнесением стальных слоев и чередованием слоев материалов с разными физико-механическими свойствами, а именно: денормализацией вплоть до рикошета на лицевых поверхностях плотных слоев; разрушением деформированной головной части ударника при выходе в менее плотный слой и при движении в нем; деструкцией материала корпуса, испытывающего циклические знакопеременные ударные нагрузки. Стойкость повышается и из-за затруднения выбивания пробки из слоя, за которым находится следующий слой.

Вся совокупность экспериментальных данных, полученная как в ходе отработки танковой брони, так и при создании специальных мишеней, свидетельствует о том, что стеклотекстолит при условии его рационального размещения в многослойной структуре обладает стойкостью на уровне БССТ равной массы, а в некоторых случаях даже превосходит ее на 3...5 %.

При малых углах эффективность стеклотекстолита обусловлена главным образом высоким удельным сопротивлением внедрению (отношение динамической твердости материала к его плотности), которое в 1,3 – 1,6 раза выше, чем у БССТ. Это в значительной степени нивелирует отрицательный эффект от существенно меньшей интенсивности срабатывания корпуса БПС в стеклотекстолите по сравнению со сталью. В силу анизотропии прочностных свойств стеклотекстолит при больших углах встречи обладает меньшей сопротивляемостью прониканию, чем при малых углах, но, как уже говорилось выше, эффективность многослойных структур объясняется другими факторами.

Интегрально однотипные преграды с одинаковыми габаритно-массовыми характеристиками могут обладать примерно одинаковой стойкостью независимо от угла встречи. Вместе с тем при обстреле БПС с высокопрочным сердечником, в котором благодаря высокой ударной вязкости материала (сплав типа ВНЖ) изгибное разрушение головной части сведено практически к нулю, пониженное сопротивление стеклотекстолита при больших углах встречи проявляется весьма отчетливо.

Особое место среди наполнителей комбинированной брони занимают высокопрочные хрупкие материалы типа стекла и керамики. Результаты исследований их противоснарядной и противокумулятивной стойкости и рекомендации по использованию этих материалов в комбинированной броне подробно изложены в следующем разделе.

5.3. Комбинированная броня с высокопрочными хрупкими материалами (типа керамики)

Применение керамических материалов для броневой защиты танков представляет существенный практический интерес в связи со специфическим комплексом их физико-механических свойств, а именно низкой плотностью (от 2,5 до 4,5 г/см^3, что в 2–3 раза меньше, чем у стали) при высоком модуле упругости и твердости, превышающей твердость стали примерно на порядок.

Исследования керамики как броневого материала начались еще в 1950-х годах. Основы фундаментальных работ были заложены трудами ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе. Известны и зарубежные исследования в этой области.

Первое практическое применение в отечественном танкостроении керамика нашла в конце 1960-х годов: в серийных литых башнях одного из танков были использованы шары из керамики на основе корунда. В конце 1970-х годов за рубежом была разработана броня «Чобхэм», обладающая высокой эффективностью против кумулятивных средств благодаря применению многослойного наполнителя на основе керамики.

Имеющаяся в настоящее время информация свидетельствует о том, что интерес к керамическим материалам в мире сохраняется. Ведутся работы по их совершенствованию — повышению физико-механических и броневых свойств (новые материалы, технологии, металлокерамика, градиентная керамика, композиционная армированная керамика и т. д.).

В табл. 5.8 представлены физико-механические характеристики некоторых отечественных и зарубежных керамик. Следует отметить, что в отечественной практике наиболее широко исследованы керамики на основе корунда (Al_2O_3) и карбида кремния (SiC), выпускаемые нашей промышленностью серийно.

Таблица 5.8

Физико-механические характеристики керамических материалов

Керамика, страна-изготовитель (фирма)	Плотность, г/см^3	Скорость звука, км/с	Динамический модуль упругости, ГПа	Предел прочности при изгибе, МПа	Предельная деформация, м/м $\times 10^{-4}$	Статический модуль упругости, ГПа	Критический коэффициент интенсивности напряжений, МПа · м$^{1/2}$	Твердость HRA
На основе карбида кремния SiC, КМ-2, СССР	3,00–3,09 3,04	10,1–11,3 10,7	310–390 348	110–185 150	3,10–5,50 4,30	305–390 348	2,4–3,3 2,85	90
На основе корунда Al_2O_3, СССР	3,82–3,86 3,85	9,3–9,6 9,5	330–360 345	145–235 190	4,20–6,65 5,50	325–355 350	3,1–3,4 3,2	89
На основе корунда Al_2O_3, СССР	3,65–3,75 3,70	9,1–9,3 9,2	305–325 315	85–130 115	3,40–3,95 3,85	285–325 315	2,75–3,50 3,10	72
На основе корунда Al_2O_3, Англия	3,70–3,72 3,71	8,9–9,2 9,0	295–315 300	250–300 270	8,60–9,95 9,15	280–305 295	3,50–3,95 3,70	90
На основе корунда Al_2O_3, США (Matroc)	3,69–3,71 3,70	9,3–9,4 9,35	321–326 323	291–376 343	9,0–11,6 10,6	313–326 324	3,40–3,70 3,50	—
На основе корунда Al_2O_3, Duralbit Италия (Bitossi)	3,47–3,50 3,49	8,4–8,7 8,55	247–267 257	213–299 269	9,2–13,2 11,6	223–252 232	3,5–4,6 4,1	84

Окончание табл. 5.8

Керамика, страна-изготовитель	Плотность, г/см^3	Скорость звука, км/с	Динамический модуль упругости, ГПа	Предел прочности при изгибе, МПа	Предельная деформация, м/м $\times 10^{-4}$	Статический модуль упругости, ГПа	Критический коэффициент интенсивности напряжений, МПа · м$^{1/2}$	Твердость HRA
На основе карбида бора B_4C, СССР	2,48–2,52 / 2,50	11,9–12,7 / 12,3	355–405 / 380	325–395 / 370	8,35–9,55 / 9,30	375–405 / 395	4,5–5,3 / 4,8	94
На основе карбида бора B_4C, ФРГ	2,40–2,56 / 2,49	11,5–12,7 / 11,9	265–405 / 350	205–370 / 280	5,15–9,30 / 7,75	270–420 / 365	4,0–4,8 / 4,3	94
На основе нитрида кремния Si_3N_4, СССР	3,05–3,16 / 3,10	9,1–9,6 / 9,3	250–290 / 265	235–290 / 260	9,10–11,5 / 9,45	250–290 / 270	3,1–5,0 / 3,8	92
На основе нитрида алюминия AlN-TiN, СССР	3,19–3,26 / 3,20	8,2–9,2 / 8,8	215–290 / 260	195–235 / 220	8,25–11,50 / 9,5	205–305 / 260	3,1–4,7 / 3,8	85

Примечание. В числителе дроби указан интервал значений, в знаменателе — среднее значение характеристик.

В дальнейшем в тексте будем употреблять названия «карбидокремниевая керамика» (на основе SiC), «корундовая керамика» или «корунд» (на основе Al_2O_3), «нитридная керамика» (например, на основе Si_3N_4 или AlN-TiN), «карбид бора» (на основе B_4C) или только химические формулы материалов.

5.3.1. Противокумулятивная стойкость

На начальных стадиях изучения причин высокой эффективности керамики при воздействии на нее кумулятивной струи считалось, что повышенная струегасящая способность керамики связана только с ее высокой прочностью и сжимаемостью (работы сотрудников ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе: Ф.Ф. Витмана, Н.А. Златина, А.А. Кожушко и др.).

Если в пределах гидродинамической теории проникания скорости струи V_c и внедрения u связаны соотношением

$$\frac{u}{V_c} = \frac{1}{1+\sqrt{\frac{\rho_{0п}}{\rho_{0c}}}},$$

где $\rho_{0п}$ и ρ_{0c} — исходные плотности материалов преграды и струи, то для сжимаемой среды эта зависимость имеет вид

$$\frac{u}{V_c} = \frac{1}{1+\sqrt{\frac{\rho_{0п}}{\rho_{0c}}}\sqrt{\frac{1-\rho_{0п}/\rho_п}{1-\rho_{0c}/\rho_c}}},$$

где $\rho_п$ и ρ_c — плотности сжатых материалов преграды и струи.

Фактор прочностного сопротивления предлагалось учитывать с помощью соотношения

$$\frac{u}{V_c} = \frac{1}{1+\sqrt{\frac{\rho_{0п}}{\rho_{0c}}}\sqrt{1+\frac{H}{\rho_{0п}u^2}}}.$$

Концепция вышеуказанных авторов основывалась на экспериментальных исследованиях, в которых при проникании кумулятивной струи в преграду из керамики действительно были зафиксированы отклонения от гидродинамических соотношений. Однако, используя электроконтактный метод для определения значений u/V_c, который, как известно, дает интегральную оценку процесса проникания, авто-

ры не смогли обнаружить изменений состояния струи в процессе проникания.

В исследованиях других авторов (Л.А. Турока, М.А. Дубовского, А.В. Коновалова) на основе измерения кинематических параметров процесса проникания кумулятивной струи в керамический материал постадийно методом импульсного рентгенографирования было установлено, что соотношение u/V_c соответствует гидродинамическому значению в течение всего времени взаимодействия. В этих исследованиях на рентгенограммах удалось увидеть в каверне отколовшиеся от ее стенки частицы керамики, летящие на струю и ее разрушающие, что считалось основной причиной снижения бронепробивной способности кумулятивной струи.

Глубокое экспериментально-теоретическое изучение взаимодействия кумулятивной струи с керамическими материалами проведено в диссертации А.В. Коновалова и в последующих совместных работах ЦНИИХМ и НИИ стали. Ниже изложены основные результаты этих исследований.

Механизм взаимодействия кумулятивной струи с керамическими материалами

Многообразие факторов, влияющих на процесс взаимодействия кумулятивной струи с хрупкими высокотвердыми материалами: прочностное сопротивление внедрению (Н.А. Златин, А.А. Кожушко, Ф.Ф. Витман и др., ЛФТИ); предварительное (опережающее при определенных скоростях проникания струи) разрушение (работы этих же авторов); откольные эффекты (М.А. Дубовской, Л.А. Турок и др., НИМИ) — потребовало проведения экспериментальных исследований на керамических образцах, физико-механические свойства которых различаются в достаточно широких пределах.

В диссертационной работе А.В. Коновалова бóльшая часть экспериментов проводилась на образцах из ситалла, поскольку наряду с высокой противокумулятивной стойкостью он обладает относительно малой твердостью (по сравнению с другими керамическими материалами), что позволяет более полно выявить факторы струегашения, не связанные с прочностным сопротивлением внедрению струи.

Ситалл представляет собой поликристаллическое твердое тело, полученное путем контролируемой кристаллизации стекла, в результате чего достигается повышение его механических свойств, значительно превосходящих свойства исходного материала.

Испытывались также керамические материалы SiC, B_4C и AlN. Эти материалы отличаются от ситалла более высокими физико-механическими характеристиками (скоростью звука c, динамическим модулем упругости $E_п$, микротвердостью основных фаз, пределом прочности при сжатии $\sigma_{сж}$), а также технологией изготовления (реакционное спекание, горячее прессование и т. п.).

Основные свойства керамических материалов, исследованных в составе комбинированных преград, приведены в табл. 5.9, а структуры преград — в табл. 5.10.

Таблица 5.9

Физико-механические свойства керамических материалов

Тип, марка керамики	ρ, г/см^3	Микротвердость, ГПа	$\sigma_{сж}$, МПа	c, м/с	$E_п$, ГПа
Ситалл СТЛ-10	2,45	10	1000–1400	6500	120–130
Карбид кремния С-2	2,9–3,1	30	1000	10500	330
Карбид бора	2,45–2,50	50	2000	13500	420–450
Нитрид алюминия «Алтинид»	3,3	15–20	1700	9500	300–340

В испытаниях лабораторными кумулятивными зарядами использовались керамические плитки прямоугольного поперечного сечения со стороной не менее 100 мм.

Исследование особенностей процесса проникания кумулятивной струи в керамику проводили во всем реальном диапазоне скоростей взаимодействия. При этом для исключения влияния фактора дискретности струи на противокумулятивную стойкость керамики в диапазоне низких скоростей взаимодействия в проводимой серии экспериментов подрыв кумулятивного заряда осуществляли с малого расстояния до преграды, на лицевой поверхности которой дополнительно устанавливали отсекатель из высокоплотного материала (сплава ВНЖ плотностью примерно 17 г/см^3) в виде цилиндра диаметром 30...40 мм и высотой 30 мм. В экспериментах применяли кумулятивные заряды с $d = 45$ мм и $2\alpha = 50°$.

Таблица 5.10

Кинематические параметры кумулятивной струи лабораторного заряда после пробития эквивалентных преград

Номер преграды	Состав типового элемента преграды					Коэффициенты $\frac{V_c, \text{км/с}}{a, \text{мм}}$ в уравнениях движения участков струи					Временные характеристики, мкс		
	b_0, мм	b_1, мм	$b_н$, мм	$b_{нэ}$, мм	b_2, мм	1	2	2*	3	4	$\Delta\tau_1$	$\Delta\tau$	$\Delta\tau_{1\text{-}2}$
1	–	10	42	40	8	6,78 / –102	5,77 / –98	5,66 / –94	5,27 / –91	4,62 / –87	9	15	13
2	–	31	42	40	8	6,01 / –94	5,12 / –86	5,11 / –86	4,98 / –84	4,32 / –78	7	16	15
3	30	21	38	38	3	3,42 / –54	2,94 / –52	2,88 / –54	2,96 / –56	2,63 / –41	8	15	18

Примечание. $b_н$ — толщина наполнителя из ситалла марки СТЛ-10; $b_{нэ}$ — толщина эквивалентного наполнителя из алюминия марки АМг-6; обозначения участков 1, 2, 2*, 3, 4 — см. рис. 5.28, 5.29.

Рентгенографические исследования проводили с использованием метода эквивалентных преград. Результаты испытаний преград, состав которых представлен в табл. 5.10, показали, что проникание в керамический образец сопровождается интенсивным разрушением некоторой части струи (зона 3–4 на рентгенограммах — рис. 5.28, 5.29). В качестве гидродинамического эквивалента керамических материалов применяли близкий им по плотности алюминиевый сплав марки АМг-6, имеющий невысокую твердость (НВ 0,75–0,85 ГПа). При прохождении струи через слой алюминия разрушение не наблюдается (см. рис. 5.28, 5.29).

Отмеченный характер разрушения кумулятивной струи при проникании в керамический образец возможен вследствие активного воздействия на нее в каверне диспергированного керамического материала при его сходящемся движении с периферии каверны к ее оси. Способность керамических материалов к активной реакции на проникающее действие кумулятивной струи связана с сочетанием их определенных свойств. Благодаря достаточно высоким характеристикам упругости и прочностного сопротивления при сжатии керамические материалы способны кратковременно запасать значительную часть энергии, выделяемой при проникании струи. При хрупком разрушении керамики запасенная энергия частично реализуется в сходящемся к оси пробоины движении диспергированных частиц керамического наполнителя вместе с материалом сработавшейся части струи, оставшимся на стенках пробоины в виде так называемой пелены.

В результате высокоскоростного соударения проникающей кумулятивной струи с массой распределенного в пробоине диспергированного материала происходит ее локальное разрушение, осуществляемое по механизму кратерообразования, причем струя в этом случае предстает в качестве мишени. Удельная энергия, необходимая для разрушения медной струи, имеющей температуру порядка 500...600 °С (диссертация П.И. Улякова), составляет, согласно работе [5.7], $1{,}5 \cdot 10^9$ Дж/м^3. При допущении, что процесс воздействия протекает осесимметрично, для разрушения кумулятивной струи достаточно образования в ней кратера на глубину, равную половине диаметра струи. В соответствии с расчетными оценками, результаты которых представлены на рис. 5.30, в диапазоне скоростей соударения от 4 до 10 км/с, определяемом, в основном, скоростью кумулятивной струи, при изменении ее диаметра d от 1 до 8 мм требуемый уровень разрушения струи может быть обеспечен диспергированными частицами, имеющими массу в несколько миллиграммов, что практически реализуется при проникании струи в керамические материалы.

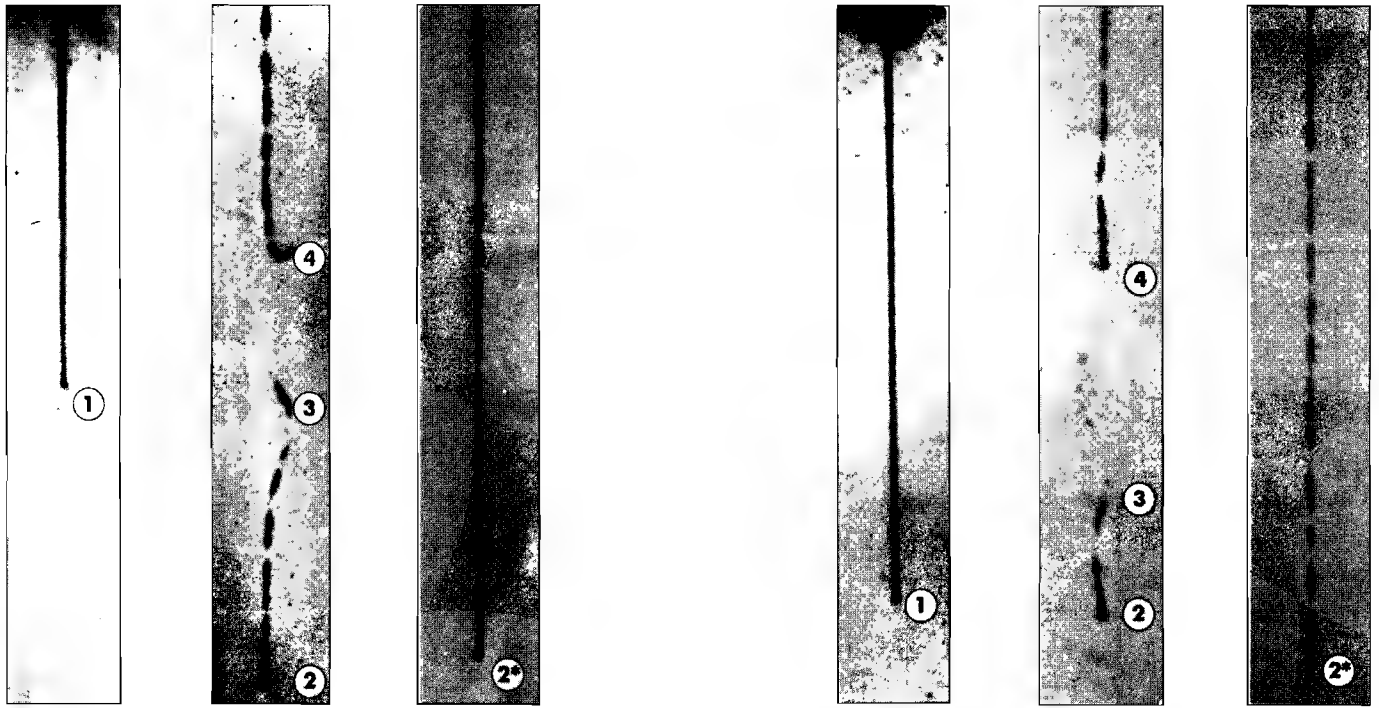


Рис. 5.28. Рентгенограммы кумулятивных струй после пробития лицевой бронеплиты b_1 (I) и типовых элементов преград с наполнителем из ситалла (II) и алюминия (III) (*а*, *б* — преграды 1, 2 в табл. 5.10; t — момент времени, в который зафиксирована струя)

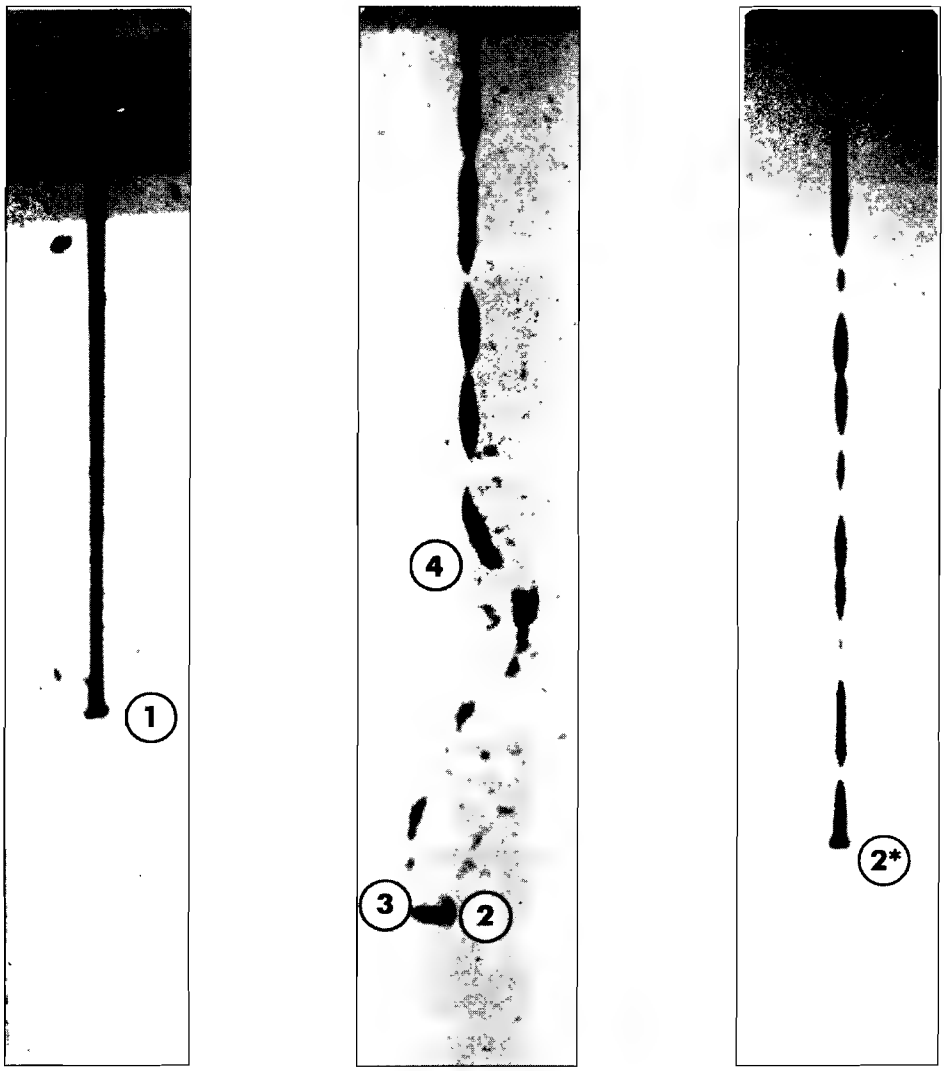


Рис. 5.29. Рентгенограммы кумулятивных струй после пробития отсекателя и лицевой бронеплиты b_1 (I), типовых элементов преград с наполнителем из ситалла (II) и алюминия (III) (преграда 3 в табл. 5.10)

Очевидно, что процесс сходящегося движения диспергированного материала будет распространяться по керамическому слою со скоростью проникания участка струи, формирующего пробоину.

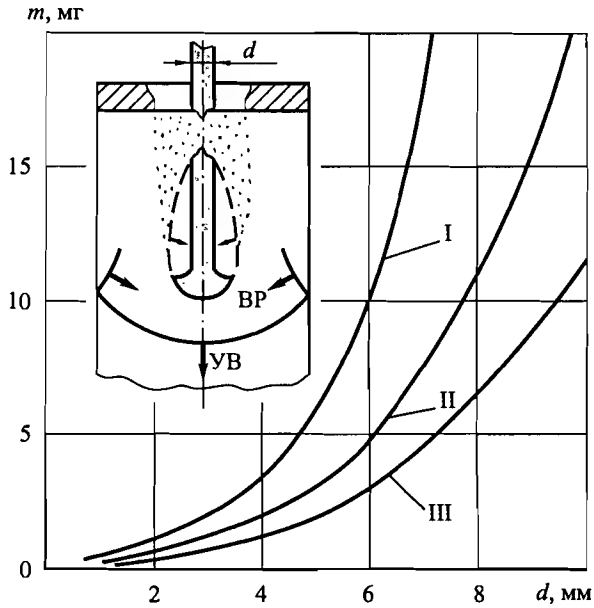


Рис. 5.30. Энергетическая оценка требуемого уровня воздействия на кумулятивную струю при скоростях соударения, км/с:
I — 4; II — 6; III — 8 (m — масса диспергированных частиц; ВР — волны разрежения; УВ — ударная волна)

Если предположить, что частицы сходящегося слоя керамики толщиной dl при соударении с кумулятивной струей разрушают такой же по длине участок струи, а последующий слой керамики начинает свое воздействие через время $dt = dl/u$, то для того, чтобы попасть в зону воздействия, неразрушенная часть струи за это время должна пройти расстояние, не превышающее величины $2dl$. Это условие выполняется, так как при проникании в керамику $u > V_c/2$.

Анализ характера разрушения кумулятивной струи, фиксируемого на рентгенограммах (см. рис. 5.28, 5.29), показывает, что при проникании в керамический образец активное воздействие на струю начинается с некоторой задержкой $\Delta\tau_1$, обусловленной, очевидно, временем формирования кратера и, в значительно большей степени, временем движения частиц диспергированного материала с периферии пробоины до соударения с кумулятивной струей. Задержка в активном воздействии керамики на проникающую кумулятивную струю приводит к тому, что некоторая лидирующая часть струи (в дальнейшем — лидер) не подвергается разрушению и сохраняет пробивную способность.

В рассматриваемом случае лидер кумулятивной струи расходуется на пробитие слоя наполнителя и тыльного стального слоя толщиной b_2, а его остаток (участок 2 – 3 струи на рис. 5.28 и 5.29) проникает за преграду, находящуюся за типовым элементом. Таким образом, представляется возможным оценить влияние прочностного сопротивления керамического материала внедрению струи, сравнив значения скорости лидера струи после пробития типового элемента преграды с наполнителем и его гидродинамического эквивалента (позиции 2 и 2^* на рис. 5.28, 5.29).

По кинематическим параметрам (уравнениям движения) соответствующих участков струи можно определить также временные характеристики процесса проникания:

– время задержки

$$\Delta\tau_1 = (F + b_1 - a_3)/V_3 - (F + b_1 - a_1)/V_1 ; \qquad (5.1)$$

– длительность активного воздействия

$$\Delta\tau = (F + b_1 - a_4 + b_н)/V_4 - (F + b_1 - a_3)/V_3 ; \qquad (5.2)$$

– время проникания струи в слой керамики

$$\Delta\tau_{1-2} = (F + b_1 - a_2 + b_н)/V_2 - (F + b_1 - a_1)/V_1 . \qquad (5.3)$$

В результате обработки экспериментальных данных, представленных на пространственно-временных диаграммах (рис. 5.31, 5.32), по методу наименьших квадратов были определены значения коэффициентов V_c и a в уравнениях движения $S = V_c t + a$ характерных участков струи, отмеченных на рентгенограммах (см. рис. 5.28, 5.29) позициями 1, 2, 2^*, 3, 4.

Данные по кинематическим параметрам кумулятивной струи, полученные экспериментально, а также значения временных характеристик процесса проникания, рассчитанные по формулам (5.1) – (5.3), сведены в табл. 5.10.

Сравнение кинематических параметров головной части кумулятивной струи после пробития эквивалентных преград (позиции 2 и 2^* на рис. 5.28, 5.29 и в табл. 5.10) показывает, что расход струи на пробитие слоя наполнителя из ситалла при скоростях от 3 до 7 км/с соответствует гидродинамическому режиму. Это подтверждает мнение, что аномально высокая противокумулятивная стойкость керамики, в частности ситалла, обусловлена, главным образом, фактором активного воздействия на проникающую струю во всем исследованном диапазоне условий взаимодействия.

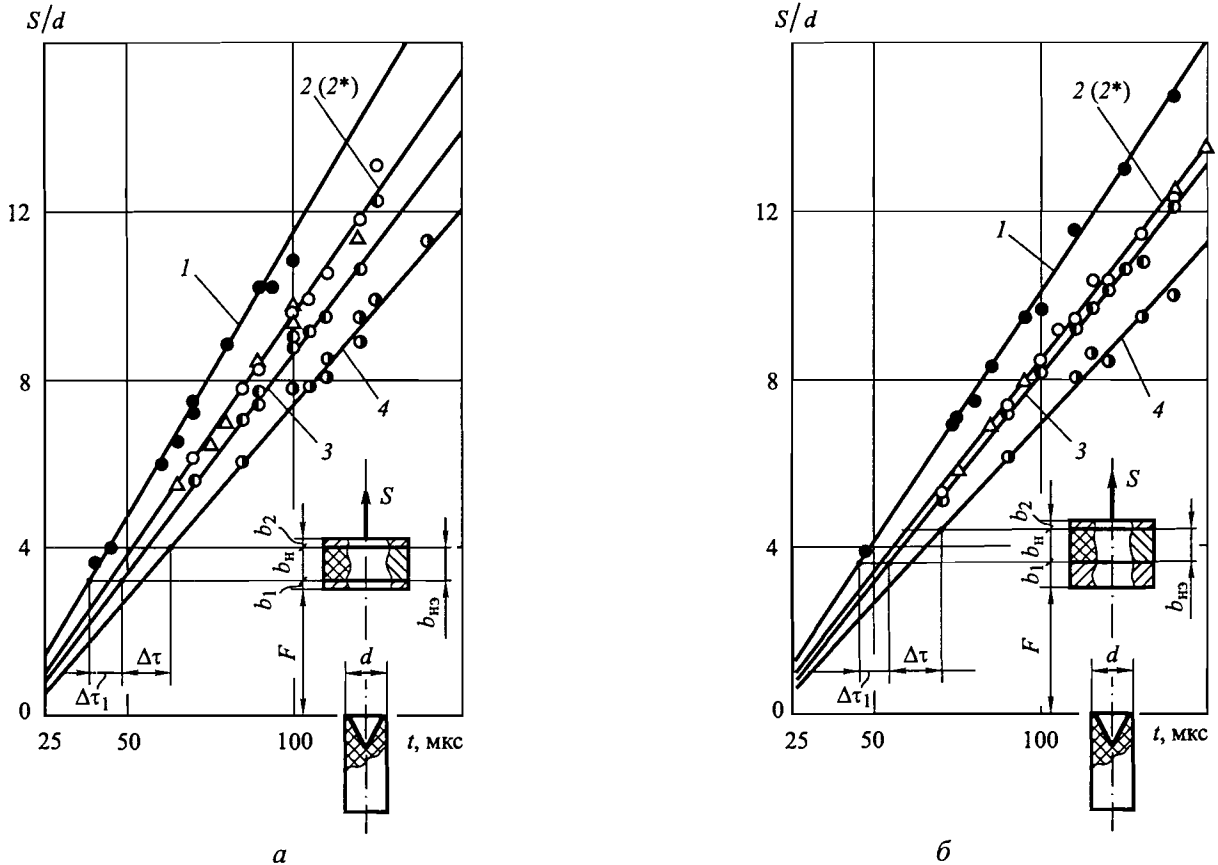


Рис. 5.31. Пространственно-временная диаграмма развития кумулятивной струи после пробития преград 1 (*а*) и 2 (*б*) (см. табл. 5.10):

●, ○, △, ◐, ◑ — экспериментальные значения, которые относятся к прямым *1*, *2*, *2**, *3*, *4* соответственно

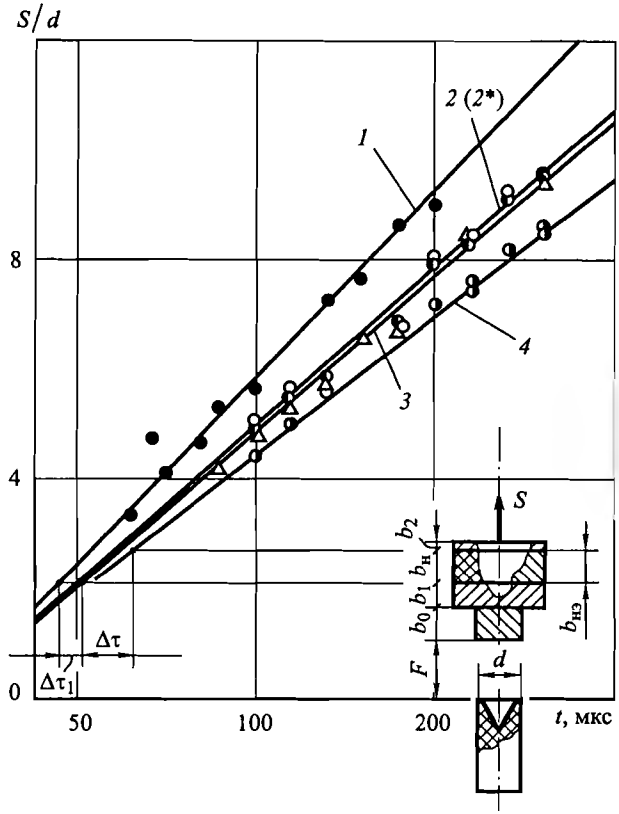


Рис. 5.32. Пространственно-временная диаграмма развития кумулятивной струи после пробития преграды 3: ●, ○, △, ◐, ◑ — экспериментальные значения, которые относятся к прямым *1*, *2*, *2**, *3*, *4* соответственно

По-видимому, отмечаемый в работах ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе повышенный расход кумулятивной струи при проникании в керамические материалы обусловлен не столько высоким прочностным сопротивлением внедрению струи, сколько наличием в ней разрушенного вследствие активного воздействия участка, что и приводит к кажущемуся снижению скорости проникания определенной части струи при регистрации кинематических параметров электроконтактным методом. При этом вывод ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе о том, что в диапазоне скоростей проникания, меньших скорости роста хрупких трещин ($u < c/3$), стойкость керамических материалов соответствует гидродинамическому значению, также следует признать необоснованным, что подтверждено экспериментальными данными.

Анализ качественной стороны и временных параметров (см. табл. 5.10) процесса взаимодействия кумулятивной струи с керамическим материалом показывает, что длительность процесса разрушающего воздействия на струю связана с длиной и кинематическими параметрами лидирующего участка струи, формируемого в процессе ее проникания. При этом лидер большей длины способен вызвать реакцию активного воздействия в слое керамики большей толщины. Таким образом, время задержки в активном воздействии $\Delta\tau_1$, обусловливающее длину лидирующего участка кумулятивной струи, а следовательно, и его пробивную способность, является одним из важнейших параметров, определяющих процесс проникания струи в комбинированные бронепреграды с керамическим наполнителем.

Моделирование действия кумулятивных зарядов по керамической броне

Выше отмечалось, что время задержки $\Delta\tau_1$ определяется в основном временем движения частиц диспергированного материала керамики с периферии пробоины до соударения с кумулятивной струей. Зависимость времени задержки $\Delta\tau_1$ в активном воздействии от параметров кумулятивной струи (скорости V_c и диаметра d) имеет вид

$$\Delta\tau_1 = f(V_c d). \qquad (5.4)$$

Эта зависимость определяется экспериментально.

Указанная зависимость лежит в основе моделирования действия кумулятивных боеприпасов по комбинированным преградам с керамическим наполнителем. Так, с ростом калибра боеприпаса распределение скорости по длине струи сохраняется, а диаметр струи увеличивается пропорционально диаметру заряда, что приводит к формированию пробоины бóльших поперечных размеров, а следовательно, и к возрастанию времени задержки в активном воздействии. Для определения $\Delta\tau_1$ при действии натурных боеприпасов использовали электроконтактный метод регистрации кинематических параметров процесса проникания. В экспериментах применяли БЧ гранаты (средство I) и БЧ ПТУР (средство II), подрыв которых производили на индивидуальных комбинированных бронепакетах, содержащих слои ситалла толщиной 120...200 мм по нормали при конструктивных фокусных расстояниях 210 и 230 мм соответственно.

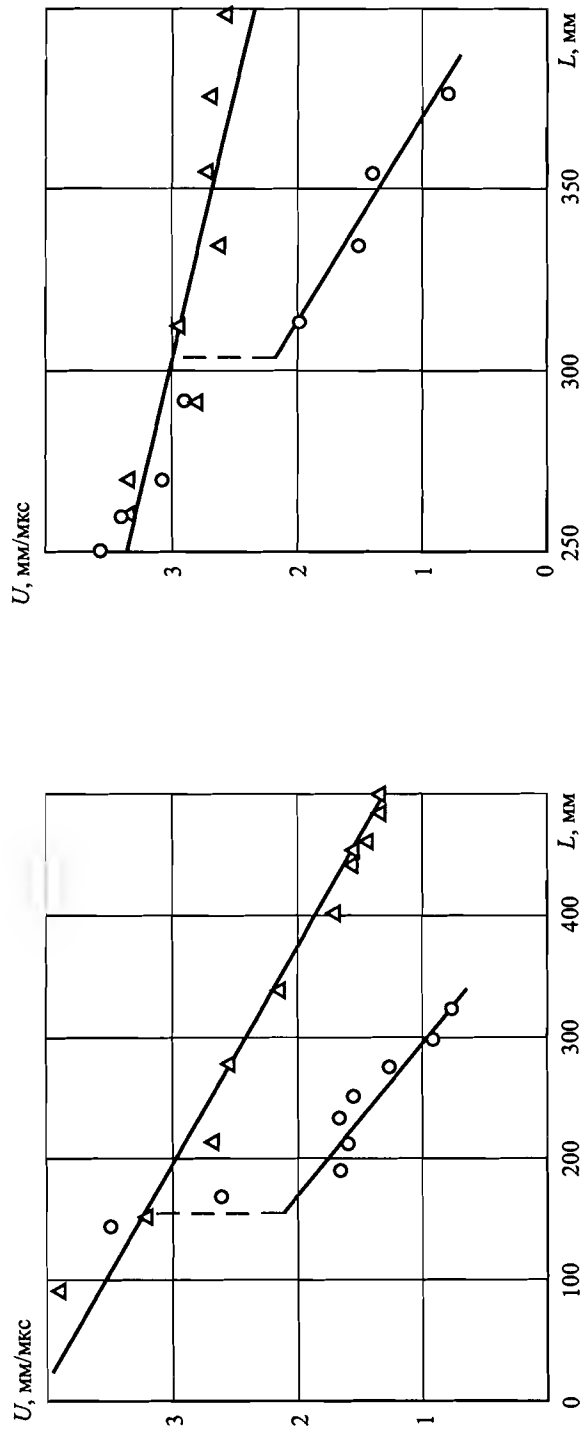


Рис. 5.33. Изменение скорости проникания кумулятивной струи БЧ гранаты — средство I (*а*) и БЧ ПТУР — средство II (*б*) в бронепретраду после пробития эквивалентных по расходу струи слоев из керамики (○) и стали (алюминия) (△)

Полученные экспериментальные данные свидетельствуют о совпадении времени выхода кумулятивной струи на тыльную границу наполнителя из керамики и алюминия, что указывает на равный расход струи при проникании в материалы, твердость которых отличается на порядок, а следовательно, и на отсутствие повышенного по сравнению с алюминием сопротивления керамики внедрению кумулятивной струи в указанном диапазоне скоростей взаимодействия. Аналогичные результаты были получены также при регистрации процесса проникания струи в высокомодульные керамические материалы на основе карбидов кремния и бора, отличающиеся большей твердостью (работы НИИ стали, ЦНИИХМ, 38-го НИИИ). Процесс дальнейшего внедрения кумулятивной струи в броневую сталь, начиная с некоторого момента после пробития керамического наполнителя, сопровождается резким (скачкообразным) снижением скорости проникания струи по сравнению с гидродинамически эквивалентной преградой (рис. 5.33), о чем свидетельствует более позднее время срабатывания датчиков.

Наблюдаемая картина процесса проникания кумулятивной струи в преграду с керамическим наполнителем находится в полном соответствии с механизмом разрушения струи вследствие активного воздействия керамики, рассмотренным выше. Так, совпадение кинематических параметров процесса проникания на некотором участке после наполнителя обусловлено внедрением лидирующей части струи, не подвергшейся разрушению, а следующее за ним резкое снижение скорости проникания связано с наличием разрушенного вследствие активного воздействия участка струи.

Анализ этих результатов позволил определить параметры процесса проникания кумулятивной струи, необходимые для расчета времени задержки $\Delta\tau_1$ по формуле

$$\Delta\tau_1 = t_3 - (b_н + L^*)/V_3 - t_1, \qquad (5.5)$$

где t_3 — время, соответствующее полному срабатыванию лидера струи; L^* — глубина пробоины, сформированной лидером струи в тыльном (после наполнителя) слое преграды; V_3 — скорость замыкающей части лидера; t_1 — время, соответствующее началу проникания кумулятивной струи в керамический слой.

С учетом того, что при регистрации кинематических параметров процесса проникания кумулятивной струи электроконтактным методом значение величины L^* можно установить приближенно, в пределах толщины b_i базовой бронеплиты, время задержки в активном воздейст-

вии ситалла, рассчитанное по формуле (5.5), в экспериментах со средством I и средством II составляет соответственно

$$\Delta\tau_1 = (98{,}0\ldots103{,}0) - \frac{129 + (22\ldots44)}{6{,}25\ldots6{,}01} - 60{,}5 = 13\ldots14 \text{ мкс},$$

$$\Delta\tau_1 = (78{,}9\ldots86{,}0) - \frac{200 + (63\ldots84)}{5{,}84\ldots5{,}57} - 15{,}0 = 19\ldots20 \text{ мкс}.$$

Полученные результаты показывают, что длительность задержки, определенная в экспериментах с натурными БЧ, в 2,0–2,2 раза превышает значение $\Delta\tau_1$, зафиксированное в опытах с лабораторными зарядами (см. табл. 5.10).

Для установления количественной взаимосвязи параметров в зависимости (5.4) необходимы значения скорости и диаметра кумулятивной струи в начальный момент проникания в керамический образец.

Скорость струи V_{c_1} после пробития лицевого слоя преграды при проведении лабораторных исследований определяли рентгенографическим методом, а при натурных испытаниях рассчитывали по скорости проникания в преграду, измеренной с помощью электроконтактных датчиков:

$$V_{c_1} = [1 + (\rho_п/\rho)^{1/2}]u.$$

Диаметр кумулятивной струи определяли косвенным образом через поперечные размеры формируемой пробоины ($d_{пр}$):

$$d = d_{пр}/(1{,}08\rho_п^{1/4} K_{пр} V_{c_1}). \qquad (5.6)$$

Поперечные размеры пробоины, необходимые для расчета диаметра струи, измеряли на входе в следующую после лицевого слоя преграды (b_1) стальную бронеплиту. В этом случае $K_{пр}$ = 0,4 и формула (5.6) имеет вид

$$d = 1{,}38 d_{пр}/V_{c_1}.$$

Правомерность применения описанного метода подтверждается удовлетворительным соответствием полученных данных результатам измерений, проводимых непосредственно по рентгеновским снимкам, фиксирующим момент выхода струи из бронеплиты. Погрешность указанных способов определения диаметра кумулятивной струи примерно одинакова и составляет 20…30 %.

В результате статистической обработки экспериментальных данных, представленных на рис. 5.34, применительно к процессу проникания медной кумулятивной струи в ситалл была установлена связь времени задержки с параметрами кумулятивной струи в виде линейной зависимости $\Delta\tau_1 = -0,27 + 0,62 V_c d$.

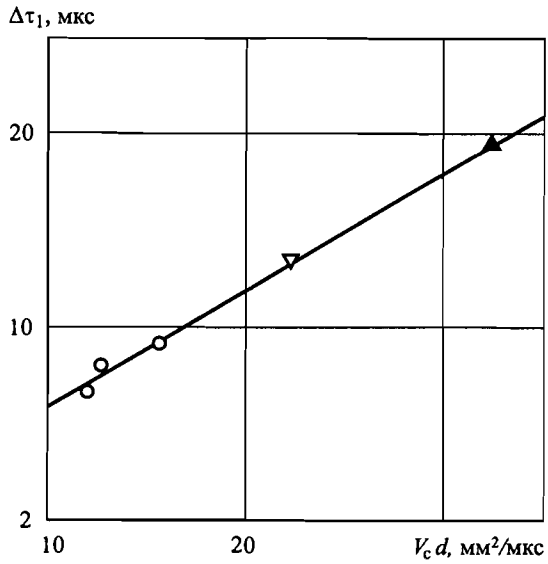
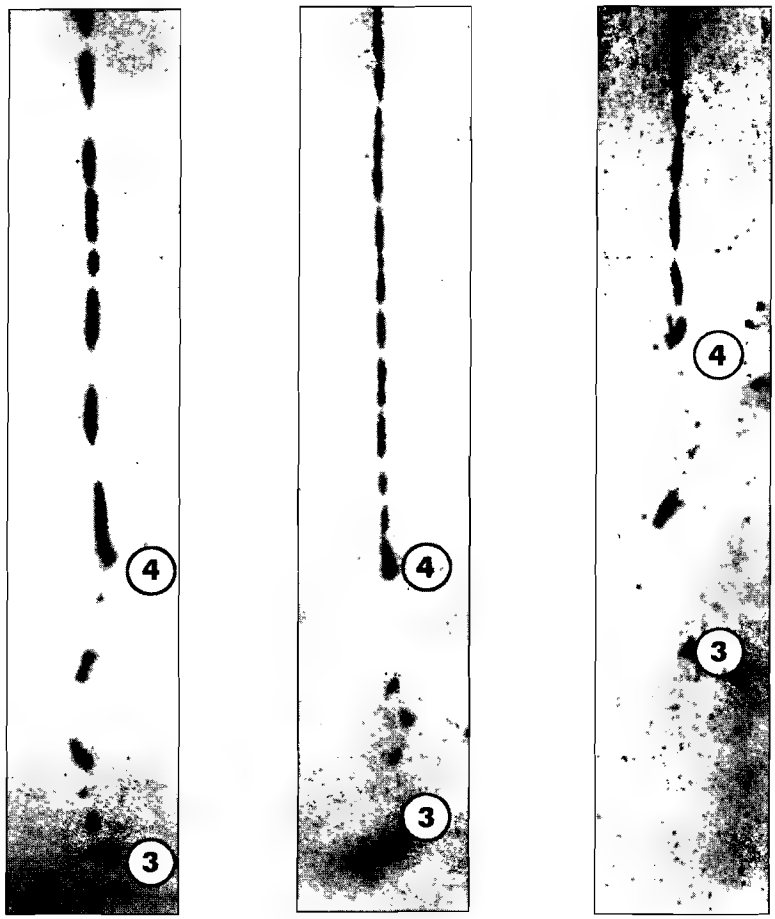


Рис. 5.34. Зависимость времени задержки $\Delta\tau_1$ от параметров кумулятивной струи (V_c, d); экспериментальные данные (○, ▽, ▲) получены применительно к лабораторному заряду, БЧ гранаты и БЧ ПТУР соответственно

Как показали результаты рентгенографических исследований и расчеты, проведенные с использованием зависимости (5.1), время задержки в активном воздействии высокомодульных керамических материалов на 20...30 % меньше, чем ситалла. На рентгенограммах (рис. 5.35) видно, что структура кумулятивной струи после взаимодействия с типовым элементом преграды, включающим высокомодульную керамику, характеризуется наличием разрушенного участка 3–4 при отсутствии явно выраженного лидера, который вследствие своей меньшей (по сравнению с проникании в ситалл) длины, обусловленной малым временем задержки, практически полностью срабатывается в керамическом образце и тыльном слое преграды.



I
t = 125 мкс

II
t = 110 мкс

III
t = 110 мкс

Рис. 5.35. Рентгенограммы кумулятивных струй после взаимодействия с типовыми элементами преград, содержащими высокомодульные керамические материалы:
I — b_1 = 31 мм, $b_н$ = 40 мм (карбид кремния), b_2 = 10 мм; II — b_1 = 9 мм, $b_н$ = 40 мм (карбид бора), b_2 = 8 мм; III — b_1 = 3 мм, $b_н$ = 50 мм (нитрид алюминия), b_2 = 3 мм

Таким образом, в результате проведенных исследований установлено, что способность к активному воздействию на проникающую кумулятивную струю является общим свойством керамических материалов, которое, в конечном счете, и определяет их высокую противо-

кумулятивную стойкость, о чем можно судить по значению $K_{\Gamma_н}$, существенно меньшему единицы (табл. 5.11).

Таблица 5.11

Противокумулятивная стойкость комбинированных преград, содержащих высокомодульные керамические материалы

Преграда	Условия испытаний			Характеристики бронепробития			
	F, мм	b_1, мм	$b_н$, мм	L, мм	$\overline{L}$, мм	S_n, мм	$K_{\Gamma_н}$
1	150	10	21	128, 208, 213, 222, 232	200	42	0,33
2		31	21	162, 184, 216, 225, 259	209	38	0,39
3			40	133, 157, 198, 200, 209, 210, 225, 233	196	34	0,47
4			80	136, 136, 147, 186, 203, 211, 233	179	39	0,56
5	150	21	25	171, 219, 222, 244, 245, 246	225	29	0,6
6			50	142, 207, 213, 222, 246, 261, 262	222	42	0,71

Примечание. $\overline{L}$ — средняя глубина проникания струи в преграду; S_n — среднее квадратичное отклонение; $K_{\Gamma_н}$ — габаритный коэффициент стойкости наполнителя. В преградах 1–4 наполнитель выполнен из керамики марки С-2, в преградах 5, 6 — из керамики «Алтинид».

В соответствии с рассмотренным механизмом толщина керамического слоя ($b_{н.эф}$), в котором возбуждается активная реакция преграды, определяется глубиной внедрения лидера кумулятивной струи:

$$b_{н.эф} = l_1(\rho_c/\rho_н)^{1/2},$$

где $l_1 = \overline{V}_{c_1}\Delta\tau_1$ — длина лидера.

При этом избыточная часть керамического материала разрушается под действием ударной волны, формируемой в процессе проникания,

до прихода оставшегося после активного воздействия участка струи и может работать лишь как инертный наполнитель, что несколько снижает эффективность керамического слоя в целом.

Таким образом, рациональное использование керамики в составе комбинированной брони заключается в реализации условий, при которых весь керамический материал в процессе проникания струи работает не только в инерционном, но и в активном режиме.

На рис. 5.36 для боеприпасов различного калибра показано изменение величины $b_{н.эф}$ в зависимости от расположения керамического блока в преграде. Расчеты проводились по разработанной методике (В.М. Маринин, А.В. Коновалов, К.В. Огрызько и др.) с использованием зависимости (5.4) применительно к низкомодульным керамическим материалам.

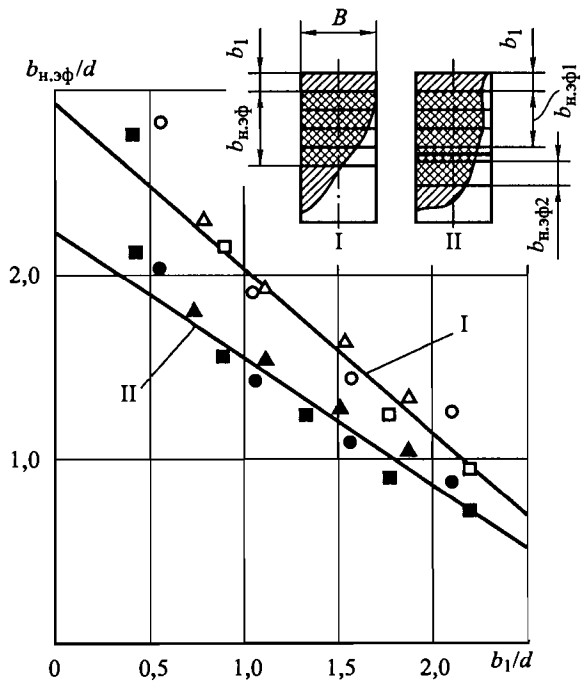


Рис. 5.36. Зависимость относительной толщины эффективного слоя низкомодульной (I) и высокомодульной (II) керамики применительно к действию боеприпасов различного калибра (расчетные значения ○, △, □, ■ получены применительно к действию БЧ различного калибра)

Анализ полученных результатов показывает, что по мере заглубления в преграду толщина керамического слоя, в котором реализуется эффект активного воздействия керамики на струю, уменьшается, что приводит к относительному снижению его вклада в общее струегасящее действие брони. Поэтому для повышения противокумулятивной стойкости бронезащиты в целом предпочтительным является расположение керамического наполнителя вблизи лицевой поверхности преграды, поскольку в этом случае достигаются наибольшее значение величины $b_{\text{н.эф}}$, а следовательно, и максимальная длительность активного воздействия на струю. При использовании высокомодульных керамических материалов, отличающихся меньшим временем задержки, можно установить в преграде второй керамический слой толщиной $b_{\text{н.эф}} = \bar{V}_2 \Delta\tau_2 (\rho_c/\rho_н)^{1/2}$, который в целях предотвращения предварительного разрушения должен отделяться от первого перегородкой, ослабляющей ударную волну и поглощающей отдельные фрагменты струи, сохранившиеся после ее разрушения.

В соответствии с расчетными данными (см. рис. 5.36), эффективная толщина керамического наполнителя в составе комбинированной преграды возрастает пропорционально диаметру кумулятивного заряда (калибру снаряда). При этом высокая противокумулятивная стойкость может быть достигнута лишь при использовании керамических элементов вполне определенных поперечных размеров, которые зависят от физико-механических характеристик материала, а также от параметров проникающей кумулятивной струи. Отмечаемое в работах НИИ стали и ЦНИИХМ снижение струегасящей способности образцов небольших размеров обусловлено влиянием боковой волны разрежения, распространяющейся со свободной поверхности элемента и ослабляющей эффект активного воздействия в зоне проникания тем интенсивнее, чем раньше произойдет разгрузка материала преграды в области формирования откольного потока.

В первом приближении критические размеры $l_{\text{пл.кр}}$ (длина стороны керамической плитки, или керамического элемента) можно оценить соотношением $l_{\text{пл. кр}} > c\,\Delta\tau_1$, где c — скорость звука в керамике. Отсюда следует, что при увеличении диаметра кумулятивного заряда, а значит, и времени задержки $\Delta\tau_1$, достаточно полное проявление фактора активного воздействия возможно при использовании образцов бóльших поперечных размеров.

Влияние размеров керамических элементов на их противокумулятивную стойкость отмечалось ранее при испытании лабораторных

зарядов, но не связывалось с параметрами проникающей кумулятивной струи и не принималось во внимание при проведении натурных экспериментов, что стало одной из причин, не позволивших в полной мере реализовать преимущества керамики в составе комбинированной брони.

Оценка противокумулятивной стойкости различных керамических материалов в составе комбинированных преград, проводимая по результатам испытаний некоторых штатных кумулятивных боеприпасов, показала, что при правильном выборе параметров керамического блока (протяженности и поперечных размеров элементов) он обладает таким же струегашением, как и слой броневой стали в 1,2 – 2,0 раза большей толщины ($K_{\Gamma_н} = 0{,}5 \ldots 0{,}8$).

Таким образом, проведенные натурные испытания подтвердили возможность повышения стойкости комбинированных преград благодаря использованию в их составе керамических материалов. При этом увеличение противокумулятивной стойкости на 40...60 % (по сравнению с равновесомой стальной броней) достигается использованием керамического слоя, составляющего 20...30 % от суммарной массы преграды.

Особенности процесса проникания кумулятивной струи в преграду с керамическим наполнителем под углом

Действие кумулятивных боеприпасов по реальной броне осуществляется, как правило, под некоторым углом от нормали к лицевой поверхности преграды. При этом величина угла определяется как конструкцией самой брони, так и условиями обстрела и изменяется в достаточно широких пределах (от 0 до 75°). Увеличение угла встречи кумулятивной струи с керамической броней может отрицательным образом повлиять на противокумулятивную стойкость последней, что связано с особенностями проявления фактора активного воздействия керамического материала в условиях его ударно-волнового нагружения.

Одной из причин снижения эффективности действия керамического наполнителя является изменение (уменьшение) его поперечных относительно направления действия струи размеров ($b_н^*$) с увеличением угла встречи (α) (рис. 5.37). При этом величина $b_н^*$ связана с толщиной керамического слоя $b_н$ и углом взаимодействия α соотношением

$$b_н^* = b_н / \sin\alpha . \qquad (5.7)$$

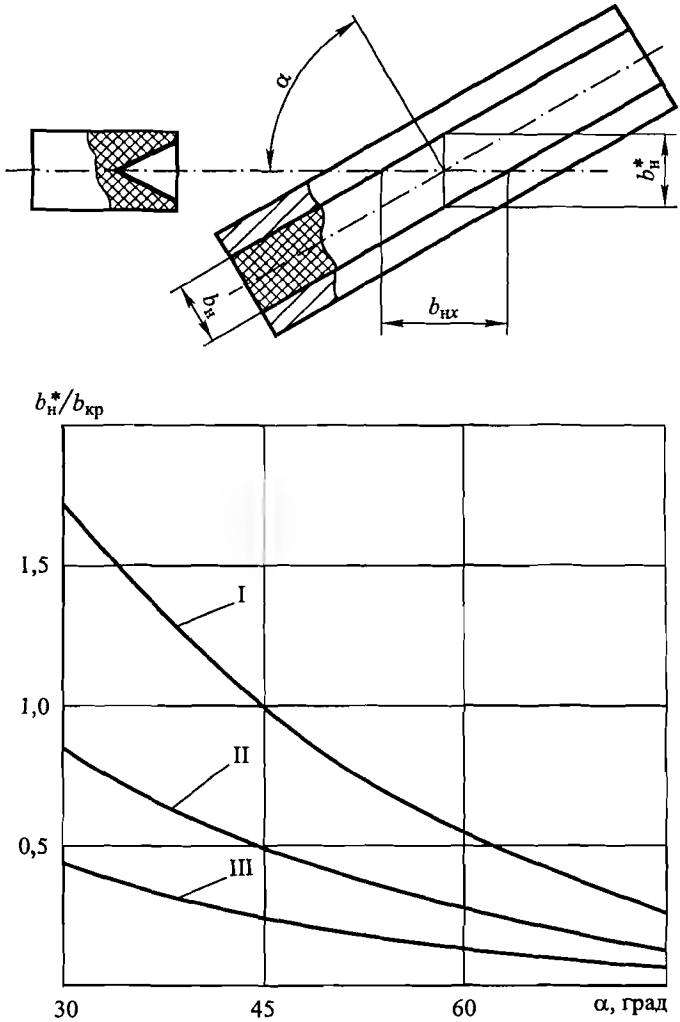


Рис. 5.37. Влияние угла встречи α с кумулятивной струей на эффективность действия керамического слоя:
I, II, III — расчетные зависимости $b_н^*/b_{кр} = f(\alpha)$ для $b_х = b_{кр}$, $b_х = b_{кр}/2$, $b_х = b_{кр}/4$ соответственно

Анализ зависимости (5.7), представленной графически на рис. 5.37, показывает, что ослабления фактора активного воздействия керамического слоя, толщина которого ($b_{н.х}$) равна $b_{кр}$, следует ожидать при увеличении угла α свыше 45°, так как в этом случае $b_н^*$ становится меньше $b_{кр}$. С уменьшением толщины керамического слоя снижение

его противокумулятивной стойкости начнется, соответственно, при меньших углах и будет более интенсивным. Сделанный вывод подтверждается результатами испытаний, приведенными в табл. 5.12.

Таблица 5.12

Противокумулятивная стойкость комбинированных преград при воздействии кумулятивных зарядов под различными углами

Преграда	Условия испытаний			Характеристики бронепробития			
	α, град	b_1, мм	$b_н$, мм	L, мм	$\bar{L}$, мм	$S_п$, мм	$K_{Г_н}$
1	0	10	84	154, 158, 169, 169, 173, 173	166	8	0,53
2	30	21 (24)	70 (81)	147, 160, 173, 176, 185, 189, 191	174	15	0,54
3	45	20 (28)	63 (89)	174, 176, 177, 193, 196	183	10	0,6
4	60	14 (28)	40 (80)	139, 163, 204, 207, 209, 220, 228, 230, 233, 238, 242, 243, 244	215	35	0,74
5	0	31	42	111, 134, 150, 154, 159, 160, 182, 186, 218, 237	169	38	0,36
6	60	16 (32)	20 (40)	176, 192, 218, 218, 228, 230, 234	214	22	0,7
7	0	31	40	133, 157, 198, 200, 209, 210, 225, 233	196	34	0,47
8	60	14 (28)	20 (40)	174, 227, 238, 240, 243, 245, 248	231	26	1,0
9	0	31	159	204, 208, 212, 217, 228	214	10	0,85
10	60	16 (32)	82 (164)	221, 224, 224, 226, 230	225	3	0,96

Примечания: 1. Значения в скобках соответствуют толщине слоя по направлению действия струи.

2. Испытания проводились при фокусном расстоянии 150 мм.

3. В преградах 1–6, 9, 10 наполнитель выполнен из ситалла марки СТЛ-10, в преградах 7, 8 — из керамики марки С-2.

Таким образом, противокумулятивная стойкость керамического слоя в комбинированной преграде при действии на нее под углом мо-

жет быть приближена к реализуемой в условиях взаимодействия по нормали в том случае, если

$$b_{\text{н}}^{*} \geq b_{\text{кр}} \text{ или } b_{\text{н}} \geq b_{\text{кр}} \sin\alpha . \qquad (5.8)$$

Проверку данного предположения проводили на образцах из ситалла ($b_{\text{кр}}$ = 80...100 м) размером 40...50×200×200 мм при сравнительных испытаниях керамических блоков, общую толщину которых $b_{\text{н}}$ выбирали с учетом зависимости (5.8). Эта толщина составляла 82...83 мм в условиях проникания кумулятивной струи лабораторного заряда под углом 60° и 152...164 мм при действии по нормали.

Согласно полученным результатам (см. табл. 5.12, преграды 9, 10), стойкость испытанных преград примерно одинакова, хотя и относительно невысока, что, по-видимому, обусловлено значительной толщиной керамического слоя, вдвое превышающей величину его активного участка.

Одним из способов повышения эффективности керамического наполнителя в подобных условиях является разделение его (в направлении действия струи) на отдельные элементы, каждый из которых изолирован от соседних относительно тонкими волногасящими прослойками (например, стальными пластинами), между которыми располагается войлочная или иная пористая прокладка (рис. 5.38, *а*).

В этом случае зона активной реакции, возбуждаемой в керамическом материале проникающей кумулятивной струей, локализуется в пределах последнего элемента, пробиваемого лидером струи, в то время как остальные сохраняют свою работоспособность до прихода оставшейся после активного воздействия неразрушенной части струи. Тем самым рациональное деление керамического слоя на эффективные зоны $b_{\text{н1.эф}}$ и $b_{\text{н2.эф}}$ осуществляется непосредственно в процессе проникания кумулятивной струи, что позволяет обеспечить практически одинаковую противокумулятивную стойкость комбинированной преграды независимо от места попадания в нее боеприпаса.

При относительно малой толщине керамического слоя его противокумулятивная стойкость может быть повышена за счет использования дополнительных факторов активного воздействия на струю, подобных тем, которые проявляются при проникании кумулятивной струи в бронепреграды с малыми воздушными зазорами под большими углами (рис. 5.38, *б*). При этом интенсивность воздействия на струю поля вторичных осколков при их рикошетировании в воздушных промежутках между керамикой и броневой сталью возрастает благодаря склонности керамического материала к хрупкому разрушению (табл. 5.13, прегра-

да 3). В то же время заполнение воздушного зазора материалом, поглощающим вторичные осколки (например, микропористой резиной), практически нейтрализует фактор активного воздействия на струю (см. табл. 5.13, преграда 4).

Последнее обстоятельство необходимо учитывать при выборе демпфирующих прокладок, обеспечивающих живучесть керамической брони при многократном воздействии средств поражения. Практическое применение в данном случае могут найти материалы типа войлока, бетона и т. д., которые, имея удовлетворительные демпфирующие свойства, не оказывают отрицательного влияния на процесс разрушения кумулятивной струи, обусловленный воздействием вторичных осколков (см. табл. 5.13, преграда 5).

Противокумулятивная стойкость керамических образцов в условиях предварительного ударно-волнового нагружения

Отличительной особенностью хрупких высокотвердых материалов является резкое снижение их противокумулятивной стойкости (до гидродинамического значения) в случае предварительного ударно-волнового нагружения, что отмечалось в работах ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе и связывалось с утратой материалом прочностных свойств, а следовательно, и способности оказывать высокое сопротивление внедрению кумулятивной струи. Однако, как было показано выше, влияние фактора прочностного сопротивления преграды внедрению струи в реальном диапазоне скоростей взаимодействия практически отсутствует, следовательно, его исключение не может рассматриваться как причина снижения струегасящей способности керамического образца. В то же время изменение физико-механических свойств керамического материала после его ударно-волнового нагружения может определенным образом повлиять на механизм взаимодействия керамики с кумулятивной струей.

Исследование особенностей процесса проникания струи в керамический элемент до и после его разрушения проводилось на образцах цилиндрической формы из ситалла марки СТЛ-10, изготовленных методом заливки в стальную обойму и установленных между стальными броневыми плитами, стянутыми болтами (рис. 5.39, *а*). При этом целостность конструкции типового элемента комбинированной преграды сохранялась как после предварительного ударно-волнового нагружения (посредством взрыва на лицевой бронеплите шашки взрывчатого вещества А-IX-I диаметром 50 мм и высотой 5 мм), так и при последующем действии кумулятивного заряда (рис. 5.39, *б*).

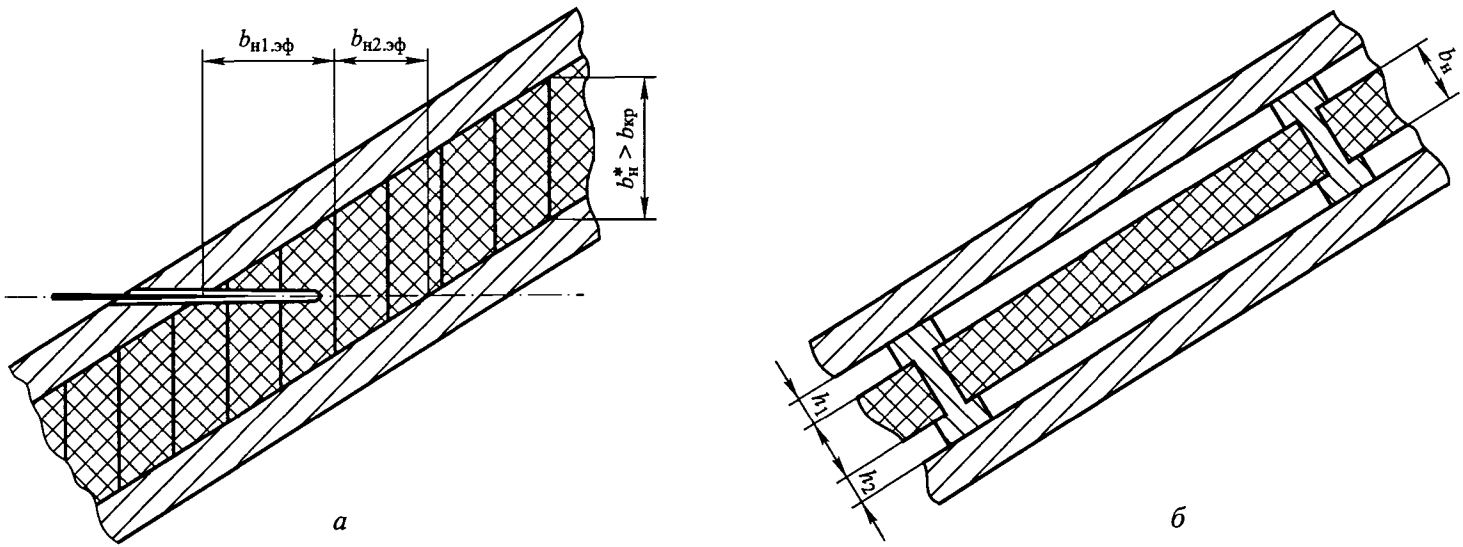


Рис. 5.38. Структура керамического наполнителя в комбинированной преграде (α = 50...70°): *а* — керамические элементы разделены тонкими волногасящими прослойками; *б* — керамический слой отделен от остальных частей преграды малыми воздушными зазорами

Таблица 5.14

Влияние демпфирующих прослоек на противокумулятивную стойкость керамического наполнителя

Преграда	β, град	Состав преграды						Бронепробивное действие		
		b_1, мм	h_1		$b_н$, мм	h_2		L, мм	$\overline{L}$, мм	$K_{Г_н}$
			Толщина, мм	Материал		Толщина, мм	Материал			
1	0	31	—	—	84	—	—	154, 158, 169, 169, 173, 173	166	0,52
2	60	14 (28)	—	—	40 (80)	—	—	139, 163, 204, 207, 209, 220, 228, 230, 233, 238, 242, 243, 244	210	0,71
3		16 (32)	10	Воздух		10	Воздух	138, 148, 160, 162, 170, 172, 178	161*	0,49
4			15	Резина		—	—	153, 188, 192, 192, 192, 206, 208, 244	197*	0,63
5		14 (28)	15	Войлок				147, 162, 166, 196, 212	177*	0,54

Примечания: 1. Значения в скобках соответствуют толщине слоя по направлению действия струи.

2. Значения параметра $\overline{L}$, помеченные звездочкой, представлены в направлении действия струи и не включают протяженность воздушных промежутков и демпфирующего слоя.

3. Испытания проводились при фокусном расстоянии 150 мм.

4. Материал наполнителя во всех преградах — СТЛ-10.

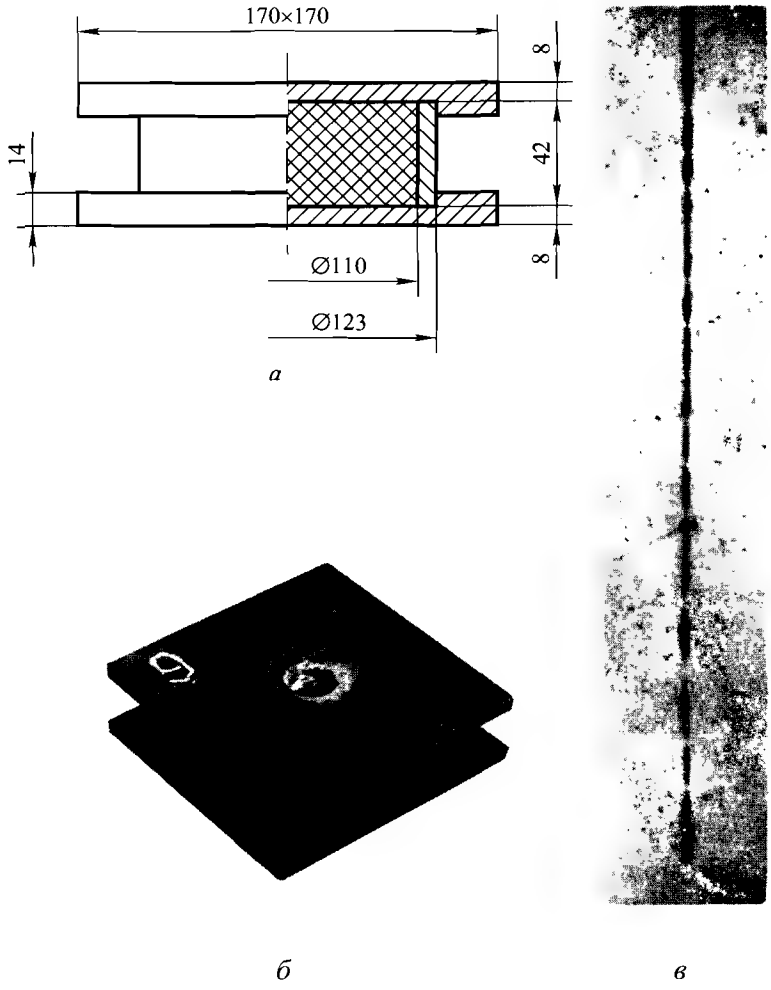


Рис. 5.39. Схема типового элемента комбинированной преграды для испытаний в условиях предварительного ударно-волнового нагружения (*а*), типовой элемент после испытаний (*б*) и рентгенограмма кумулятивной струи после пробития преграды (*в*)

Как показали результаты проведенных рентгенографических исследований (рис. 5.39, *в*), подверженный ударно-волновому воздействию керамический материал теряет способность к активной реакции на проникающую кумулятивную струю (о чем свидетельствует отсутствие в ней разрушенного участка), что и является основной причиной

существенного снижения его противокумулятивной стойкости (табл. 5.14).

Таблица 5.14

Влияние предварительного ударно-волнового нагружения керамического материала на его противокумулятивную стойкость

Условия испытаний				Характеристики бронепробития			
Схема опытов	F, мм	b_1, мм	$b_н$, мм	L, мм	$\overline{L}$, мм	$S_п$, мм	$K_{Г_н}$
Керамика без предварительного разрушения	150	8	42	132, 165, 190, 209	174	33	0,38
Керамика после ударно-волнового воздействия				239, 259, 259, 266, 270	259	12	1,68

Указанное обстоятельство необходимо учитывать как при разработке мер, направленных на повышение живучести керамической брони, подвергающейся многократным ударным нагрузкам, так и при создании кумулятивных боеприпасов, обеспечивающих надежное поражение перспективных бронецелей. Эти же исследования показали, необходимость контроля качества керамики, так как наличие брака снижает либо полностью исключает ее способность к активному воздействию на струю.

5.3.2. Противоснарядная стойкость

Изучению динамического разрушения твердых тел, в том числе и хрупких типа керамики, посвящено много работ. Значительный объем экспериментальных исследований, а также различные аналитические решения, выявляющие закономирности разрушения керамики, обобщены в монографии [5.11]. Авторы настоящей работы при изложении современных взглядов на разрушение керамики при воздействии кинетических средств поражения в значительной степени использовали материалы, представленные в этой монографии.

Интерес к изучению деформирования и разрушения керамики возник давно, однако и до сих пор их механизмы при динамических нагрузках не вполне ясны и часто заметно отличаются от механизмов разрушения

в статических условиях. Эксперименты показывают также существенные отличия динамического разрушения хрупких сред от разрушения упругопластических материалов при сходных условиях разрушения.

Кратко некоторые экспериментально полученные результаты (изложенные во многих исследованиях, начиная с работ ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе 1950-х годов), характеризующие динамическое разрушение хрупких материалов, в частности керамик, заключаются в следующем.

1. В отличие от металлов в керамиках высока энергия образования носителей пластической деформации — дислокаций, в связи с чем эти материалы под действием девиаторных напряжений растрескиваются практически без пластической деформации, т. е. разрушение происходит без появления остаточных деформаций.

2. Предел прочности на сжатие значительно превышает предел прочности на растяжение.

3. При одномерном ударно-волновом сжатии (в условиях одноосной деформации при соударении пластин) выявлено существование предельного напряжения сжатия, напоминающего предел упругости Гюгонио для упругопластических материалов [5.12–5.16], при достижении которого частично снижаются или полностью исчезают прочностные характеристики материала (сопротивление сдвиговым деформациям и предел прочности на растяжение). Разрушение при достижении предельного состояния происходит с некоторым запаздыванием во времени.

4. Распространение отдельных трещин при разрушении происходит с высокой скоростью, сравнимой со скоростью упругих сдвиговых волн.

Изменения скорости роста трещин от динамического коэффициента интенсивности напряжений K_D, определенные экспериментально для ряда хрупких материалов, хорошо аппроксимируются Г-образной зависимостью. Примером может служить зависимость, приведенная на рис. 5.40 [5.17]. При высоких значениях K_D происходит ветвление трещин (горизонтальная часть зависимостей) и образование шероховатой поверхности разлома. Эта зависимость

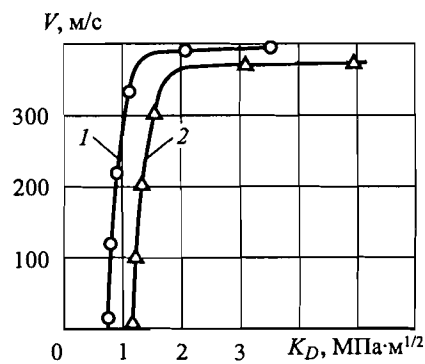


Рис. 5.40. Скорость роста трещины:
1 — аралдит; *2* — эпоксид

при высоких скоростях подвода энергии может быть использована только для описания роста отдельного дефекта, что не всегда приводит к фрагментированию материала. Разрушение хрупких тел принято связывать с быстрым распространением ряда активных трещин, что в конечном итоге приводит к образованию множества осколков.

В двумерных задачах плоской и осесимметричной деформации в большинстве работ ограничиваются рассмотрением двух типов трещин — трещин отрыва и поперечного сдвига [5.11, 5.18].

В рамках линейной механики разрушения получено много аналитических решений, выявляющих закономерности динамического распространения отдельных трещин.

В монографии [5.11] дано описание общих случаев разрушения, когда необходимо учитывать наличие в общем объеме среды микротрещин и микропор, изложен математический аппарат для решения такого рода задач. Ниже представлены основные аспекты моделирования разрушения хрупкой среды, заимствованные из этой работы.

Предложены следующие соотношения, представляющие собой кинетические уравнения, описывающие зарождение и развитие повреждений в хрупких средах при действии динамических нагрузок.

1. Соотношение, позволяющее вычислить количество дефектов (сферические или эллипсоидальные поры), размер которых превышает R:

$$N_{д} = N_0 \exp(-R/R_1), \tag{5.9}$$

где N_0 — общее количество дефектов (микропор, микротрещин); R — размер дефекта; R_1 — математическое ожидание функции распределения длин трещин.

Это соотношение позволяет вычислить объем дефектов, имеющих простую форму (сферические или эллипсоидальные поры):

$$V = \frac{4\pi}{3} k \int_0^{\infty} R^3 \frac{dN_{д}}{dR} = -\frac{4\pi}{3} k \int_0^{\infty} R^3 \frac{dN_0}{R_1} \exp\left(-\frac{R}{R_1}\right) dR = 8\pi k N_0 R_1^3. \tag{5.9а}$$

Подгоночная константа $0 \le k \le 1$ характеризует форму дефектов.

2. Обобщенный критерий статической прочности (эквивалентное напряжение), позволяющий определить условие старта одиночного дефекта:

$$\sigma_{э} = c\sigma_i + (1-c)\,\sigma_1 A^{1-I} < \sigma_{р},$$

где $c = \sigma_р/\sigma_с$ ($\sigma_р$ и $\sigma_с$ — пределы прочности на растяжение и сжатие); σ_i и σ_1 — интенсивность напряжений и наибольшее главное напряжение; $A < 1$ — параметр неоднородности материала; I — коэффициент жесткости напряженного состояния, определяемый формулой $I = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/\sigma_i$ (σ_1, σ_2, σ_3 — компоненты тензора главных напряжений).

3. Скорость зарождения дефектов

$$\dot{N}_t = \dot{N}_0 \exp\left(\frac{\sigma_э - \sigma_{n0}}{\sigma_1}\right) H(\sigma_э - \sigma_{n0}), \qquad (5.10)$$

где H — функция Хевисайда; $\dot{N}_0$, σ_{n0}, σ_1 — характеристики материала.

4. Соотношение для описания роста микродефектов в хрупкой среде

$$\dot{R} = \begin{cases} V^*(1 - b/R), & V < V_п, \\ V_п, & V \geq V_п, \end{cases} \qquad (5.11)$$

где V^* — предельное значение скорости трещины, равное скорости волн Рэлея для трещин отрыва и поперечного сдвига; $b = K_с^2/(\pi\sigma_э^2)$; $K_с$ — трещиностойкость по отношению к страгиванию трещины при динамическом нагружении; V — скорость движения вершины трещины; $V_п$ — величина предельной скорости распространения вершины трещины.

Уравнения (5.10) и (5.11) показывают, что при возрастании эквивалентного напряжения возрастает количество как зарождающихся, так и интенсивно растущих дефектов. Отсюда следует более быстрое накопление повреждений и соответственно уменьшение интервала времени до начала разрушения.

Наглядным доказательством качественного и в значительной степени количественного согласия экспериментально наблюдаемых эффектов разрушения керамики и соотношений (5.10) и (5.11) являются, например, зависимости, полученные при воздействии на керамику сферических частиц карбида вольфрама с различными скоростями V_i (рис. 5.41) [5.19].

Из рисунка ясно, что финальные распределения микротрещин для малых скоростей удара V_1 и V_2 соответствуют в основном зарождению микротрещин (увеличению N_0) и хорошо аппроксимируются выражением (5.9). При более высоких скоростях удара наряду с зарождением микротрещин происходит и рост их размеров, причем растут только

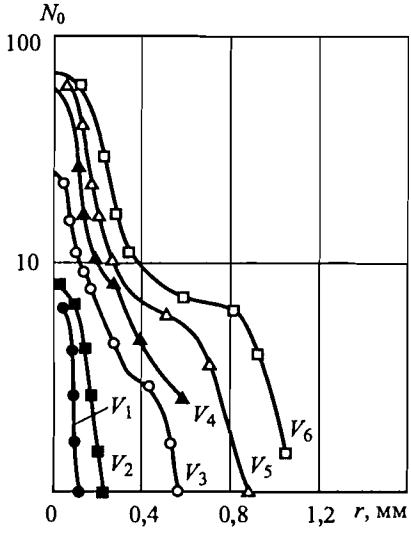


Рис. 5.41. Распределение микротрещин в керамике [5.18]: ($V_1 < V_2 < V_3 < V_4 < V_5 < V_6$)

некоторые наиболее длинные микротрещины. В распределении при этом существует плавная переходная зона, соединяющая интенсивно и слабо растущие микротрещины.

Заключительная фаза разрушения, когда микроразрушения начинают сливаться, образуя макроразрушения, не имеет в настоящее время формализованного описания. Причина состоит в том, что исходная сплошная среда испытывает разрывы сплошности, а это влечет за собой нарушение основных предпосылок механики повреждаемой сплошной среды. В численных расчетах, как правило, не учитывают разрывы сплошности и не вводят новые граничные условия, а макроразрушения моделируют некоторой коррекцией тензора напряжений, согласованной с типом разрушения и видом напряженного состояния.

Разрушение хрупких преград конечной толщины при ударных воздействиях. Сложность изучения процессов динамического разрушения хрупких преград связана в основном с двумя факторами. Во-первых, в экспериментах преграда зачастую полностью разрушается, из-за чего возможность изучения остаточных форм мишени практически отсутствует. Во-вторых, хрупкое разрушение чувствительно к состоянию поверхности, различного рода дефектам и концентраторам, которые порой носят случайный характер, не всегда вовремя контролируются и, в конечном итоге, могут исказить реальную картину разрушения.

Изучению деформирования и разрушения хрупких однослойных и комбинированных преград посвящены работы [5.12–5.15, 5.20–5.26] и др.

Первые систематические исследования в этой области начаты еще в 1950-х годах в ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе. В трудах этого института описаны постановка и подробности проведения лабораторных экспериментов на стеклянных блоках, представлены снимки различных стадий их разрушения. Позднее аналогичные фотографии были получены, например, авторами [5.27].

Для выявления факторов, определяющих разрушение хрупких материалов на разной стадии воздействия кинетических средств, помимо экспериментальных работ было проведено большое количество аналитических и численных исследований. При этом с учетом сложности и многофакторности процесса взаимодействия кинетических средств с керамикой более действенным и эффективным инструментом его изучения является численное моделирование.

Численным моделированием процесса высокоскоростного соударения снарядов кинетического действия с керамикой и в отечественной практике, и за рубежом занимаются давно, однако до сих пор математическая модель этого процесса не отработана окончательно.

Ниже приводятся некоторые результаты численных исследований, проведенных различными авторами.

В работе [5.27] для описания процессов разрушения использовали соотношения сформулированной выше кинетической модели, а при проведении вычислительных экспериментов применяли численный метод [5.28], представляющий собой явную схему в переменных Лагранжа на нерегулярных сетках с расчетными ячейками треугольной формы. Схема была дополнена методикой эпизодических локальных реконструкций искаженных участков расчетной сетки и методикой последующей переинтерполяции сеточных функций с искаженной сетки на перестроенную.

Разрушение однослойной пластины. Рассматривался процесс пробития хрупких пластин из стекла небольшой толщины b ($b \approx d_{уд}$, $d_{уд}$ — диаметр ударника) с различным пределом прочности притупленными пластичными ударниками при $\alpha = 0°$ и $V_{уд} = 600...800$ м/с.

Далее коротко изложены результаты этих исследований.

Сделан вывод о том, что закономерности изменения напряженного состояния в пластине на начальной стадии соударения (несколько пробегов упругой волны по толщине пластины) при изменении скорости близки к линейным. Изменения контактной силы во времени (рис. 5.42) для скоростей 770, 720 и 670 м/с совпадают по фазе, а изменение амплитудных значений силы достаточно хорошо описывается зависимостью $\Delta F = F_0 \Delta V / V_0$, где F_0 — значение силы при средней скорости соударения $V_0 = 720$ м/с. Отмечено, что волновые процессы на этой стадии формируют условия начальной фазы разрушения.

Расчеты показывают, что растягивающие напряжения, возникающие первоначально на лицевой поверхности пластины вблизи зоны контакта, приводят к первым разрушениям в пластинах — образова-

нию кольцевых трещин. Процесс деформирования мишени на этом этапе — волновой, он протекает следующим образом. В пластине под действием ударных нагрузок в зоне контакта формируется интенсивная волна сжатия. По мере движения материала пластины под ударником в осевом направлении на лицевой поверхности формируется волна сдвига, распространяющаяся вслед за волной сжатия и ведущая к появлению растягивающих напряжений.

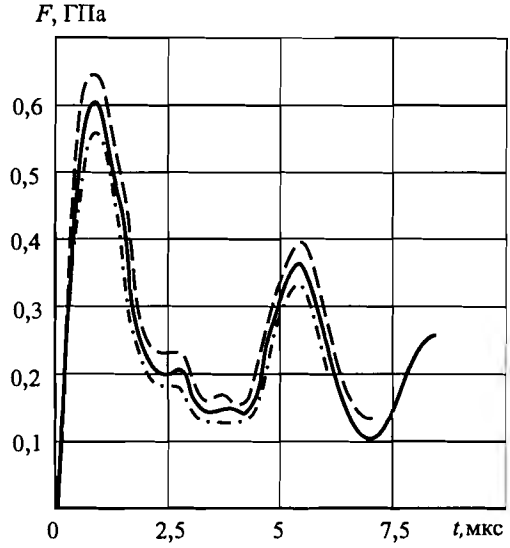


Рис. 5.42. Изменение контактной силы во времени [5.18]:
– – – — $V_{уд}$ = 770 м/с; ——— — $V_{уд}$ = 720 м/с; — · — — $V_{уд}$ = 670 м/с

Также расчеты показывают, что вблизи лицевой поверхности мишени амплитуда максимальных растягивающих напряжений меняется по мере удаления от зоны контакта. Вначале она несколько возрастает, далее (до $r \approx 2{,}2r_0$, где r_0 — начальный радиус ударника) следует площадка примерно постоянных значений, затем амплитуда σ_1 убывает. Наклон трещин к лицевой поверхности мишени, направленных ортогонально линии действия σ_1, при этом может меняться в широких пределах. В моменты времени, соответствующие проходу прямой волны сжатия, возможно аномальное (направленное к оси вращения) развитие трещин. На переднем фронте волны сдвига одновременно с быстрым ростом σ_1 линия ее действия меняется так, что трещины, образующиеся в эти моменты времени, будут ориентированы под острым углом по отношению к положительному направлению оси r. Описание процесса

разрушения в пластине на этой стадии в значительной степени совпадает с феноменологическим анализом механизма разрушения полупространства, выполненным на основе решения задачи Лэмба.

Общая схема разрушения мишени иллюстрируется рис. 5.43, на котором приведены кадры расчетных кинограмм состояния разрушений в мишени для пределов прочности σ_p, равных 0,9; 1,6; 2,0; 2,2; 2,6 ГПа (*столбцы — слева направо*) и для различных моментов времени: 1,0; 1,5; 1,75; 2,0; 2,5; 3,0; 4,0; 6,0; 9,0; 12,0; 16,0; 20,0 мкс (*строки — сверху вниз*).

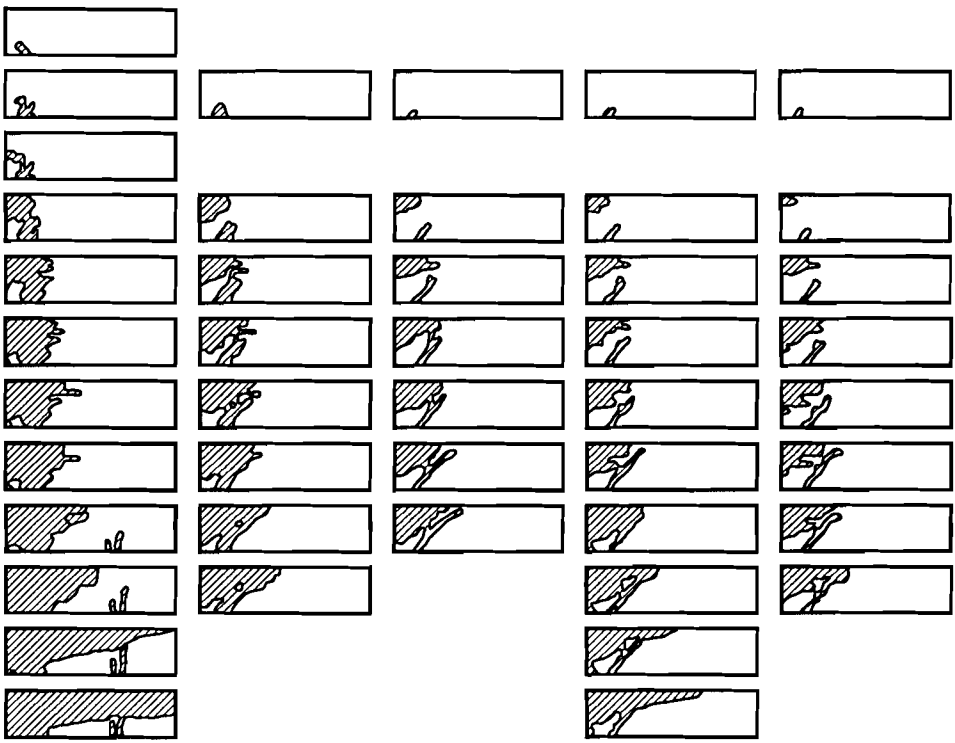


Рис. 5.43. Расчетные кинограммы развития разрушений в пластине при разных пределах прочности [5.11]

Анализ расчетных кинограмм исследований показывает, что при высоких пределах прочности (σ_p = 2,0; 2,2; 2,6 ГПа) кольцевое разрушение имеет четкую локализацию, оно подходит вплотную к тыльной поверхности и может быть идентифицировано как кольцевая трещина. С некоторого момента это разрушение может ветвиться. Для вариантов с низкими пределами прочности (σ_p = 0,9; 1,6 ГПа) кольцевая трещина

имеет размытый контур, и ее движение частично блокируется разрушениями на тыльной поверхности. При малых значениях предела прочности наблюдается стадия формирования разрушений типа откольных.

Для сравнения на рис. 5.44 представлены фотографии разрушения стеклянной пластины, полученные экспериментально.

На рисунке видно, что кольцевое разрушение, зародившееся на лицевой поверхности мишени, идет затем в глубь пластины. После выхода прямой волны сжатия на тыльную поверхность возникает встречное разрушение у оси пластины, распространяющееся также и вдоль тыльной поверхности. Начало тыльного разрушения в экспериментах и расчетах хорошо согласуется со временем пробега упругого импульса по толщине пластины.

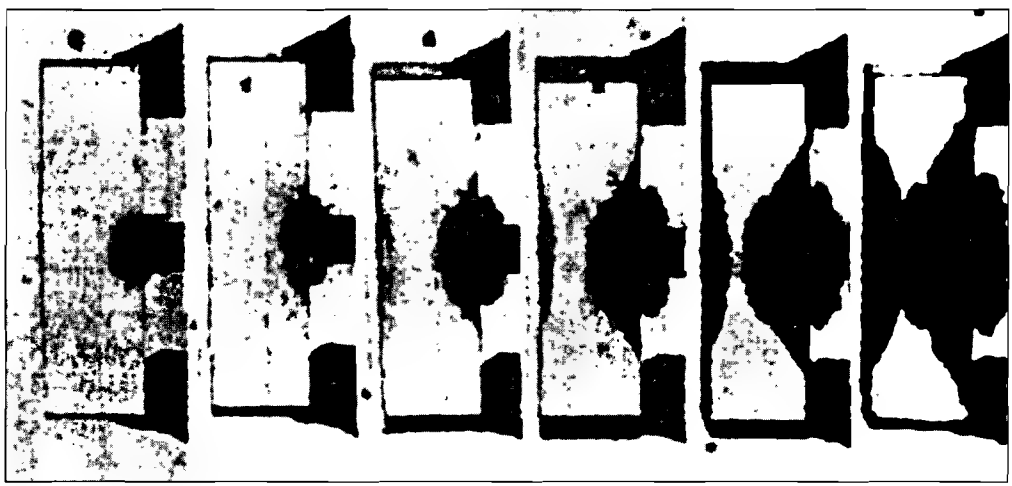


Рис. 5.44. Разрушение стеклянной пластины [5.27]

Разрушения на лицевой поверхности можно подразделить на два типа. Во-первых, это образование кольцевой трещины отрыва, ограничивающей так называемый коноид разрушения. Во-вторых, разрушение вдоль поверхности мишени (отсутствующее в расчетных кинограммах), распространяющееся с высокой скоростью (до 0,35 см/мкс), что, очевидно, связано с низкой поверхностной прочностью стекла ($\sigma_p \approx 0{,}01 \ldots 0{,}02$ ГПа).

Сопоставление экспериментальных и расчетных данных позволяет выделить три типа разрушений, возникающих при пробитии. Во-первых, появляется зона сильной фрагментации под ударником,

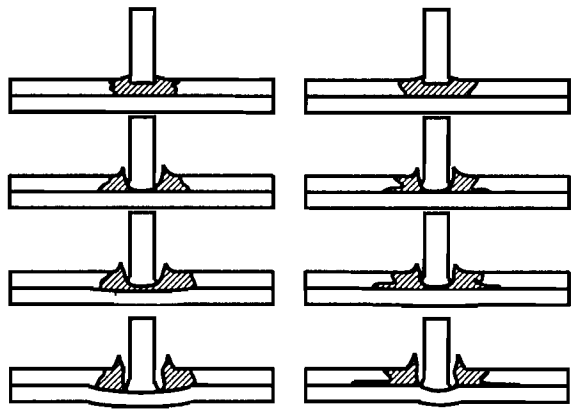
имеющая форму коноида, расчетный профиль которого хорошо согласуется с экспериментальным. Во-вторых, образуется система радиальных трещин, исходящих практически из одного центра и являющихся диаметральными. Расчеты показывают, что разрушения вне коноида на тыльной поверхности возникают исключительно в результате действия окружных растягивающих напряжений и распространяются от оси вращения к периферии и одновременно внутрь пластины. В-третьих, появляется кольцевая (не сквозная) трещина. В расчетах подобная трещина обнаружена в варианте с низким пределом прочности (σ_p = = 0,9 ГПа). Это разрушение напоминает откол, но схема взаимодействия волн здесь иная. Было отмечено, что сдвиговая волна, амплитуда которой из-за экранирования ее кольцевой трещиной оказывается ниже критической, вызвать разрушения вне коноида не может. Однако прямая волна сжатия, существенно более быстрая, успевает пройти до свободного от напряжений внешнего края пластины и, отразившись от него в виде волны растяжения, встретить прямую волну сдвига и вызвать разрушение.

Разрушение двухслойной пластины. Анализ ударного воздействия на однослойную пластину показал, что в качестве защитного элемента она неэффективна, так как быстро разрушается. Защитные свойства слоя хрупкого материала существенно больше реализуются при наличии тыльного слоя — так называемой подложки из слоя вязкоразрушающегося материала. Тыльный слой — это опора для хрупкого слоя, он повышает стойкость, локализует возможные откольные разрушения. Процесс деформирования и разрушения двухслойных элементов сложен, состоит из нескольких стадий и зависит от многих параметров.

Работ по исследованию деформации и разрушений слоистых материалов достаточно много [5.11, 5.13, 5.14, 5.23, 5.29–5.32]. Рассмотрим некоторые результаты исследований.

Прежде всего, выяснялось влияние на характеристики деформирования условий на поверхности раздела слоев: полное сцепление слоев — адгезия (вариант 1) и полное его отсутствие (вариант 2). Результаты расчетов этих двух вариантов представлены на рис. 5.45. Начальная стадия разрушения слоя керамики для обоих вариантов одинакова и близка к схеме разрушения однослойной хрупкой пластины. Начинается она с образования на лицевой поверхности коноида разрушения. При выходе волны сжатия на границу раздела слоев появляются разрушения керамики на этой границе около ударника. Далее начинается фрагментация материала во всем коноиде. Следующий этап — вытес-

нение разрушенного материала керамики и формирование лицевого выброса. Заключительная фаза — выход ударника на подложку — сопровождается деформированием тыльного слоя. На всех стадиях проникания происходит срабатывание ударника.



а *б*

Рис. 5.45. Киноrрамма разрушений лицевого слоя металлокерамического элемента [5.18]:
а — полное сцепление слоев; *б* — отсутствие сцепления слоев

Поддерживающее влияние тыльного слоя, как показали расчеты [5.11], приводит к тому, что разрушение в коноиде в целом протекает менее интенсивно по сравнению с разрушением однослойной пластины, и часть материала под ударником остается неповрежденной в течение значительного времени. Наблюдаются и некоторые отличия в схеме разрушения этих двух вариантов: при полной адгезии вдоль линии раздела в керамике появляется трещина из-за деформирования слоя подложки, при отсутствии адгезии происходит свободный изгиб подложки с образованием зазора между слоями. Эти выводы авторов [5.11] подтверждаются и результатами работ [5.14, 5.23]. В случае полной адгезии пробитие тыльного слоя происходит по типу прокола, а при ее отсутствии — по типу выбивания пробки.

Авторы [5.11], оценивая защитные возможности рассмотренного двухслойного элемента, делают вывод, что лицевой слой разрушается локально, в основном от действия растягивающих напряжений, возникающих в результате взаимодействия волновых полей в расчетной области, с постепенным ростом зон разрушения. За время, в течение ко-

торого происходит фрагментация материала под ударником, высокие прочностные свойства керамики на сжатие обеспечивают интенсивное срабатывание (торможение) ударника.

В этой же работе отмечалось, что при скоростях удара, превышающих некоторую критическую скорость, при ударном сжатии керамики за короткий период возможно частичное или полное снижение сопротивления ее сдвигу. Данный факт трактуется как образование разрушений во фронте прямой волны сжатия. Был проведен расчет двух вариантов проникания высокоплотного ударника при $V_{уд}$ = 1400 м/с в двухслойный элемент с прочным соединением слоев. Для первого варианта предполагалось, что разрушение керамики наступает мгновенно, для второго — что разрушение слоя керамики описывается полной моделью разрушения хрупкого материала. На рис. 5.46 представлены начальные участки расчетных кривых изменения скорости проникания ударника для этих вариантов. Из рисунка ясно, что в обоих вариантах соударения внедрение ударника происходит в уже разрушенный (возможно, лишь частично) материал лицевого слоя, исключая только некоторый начальный интервал времени. Аналогичный вывод сделан и в некоторых других работах, например, в работе И.Ф. Кобылкина и в [5.20, 5.33].

Более детально этот вопрос освещен в [5.20], где приведены результаты экспериментальных исследований по внедрению стального ударника в целые и предварительно разрушенные стеклянные пластины (в стеклянный порошок). Полученные зависимости представлены на рис. 5.47, из которого так же, как из рис. 5.46, следует, что пластина разрушается за очень короткое время и дальнейшее внедрение ударника происходит в уже фрагментированный материал. Сопоставление рис. 5.46 и 5.47 показывает, что экспериментальные данные находятся в согласии с расчетными результатами.

Вопрос выяснения условий наибольшей реализации прочностных характеристик керамики для ее практического применения чрезвычайно важен. Проникание средства поражения в преграду, содержащую керамику, характеризуется сложным напряженным состоянием, зависящим от ряда условий — скорости удара, геометрических характеристик головной части внедряющегося тела, соотношения твердости ударника и преграды, физико-механических свойств керамики, размеров керамических элементов, способов соединения керамики с подложкой и керамических пластин между собой, толщины и расположения керамического слоя в преграде, конструктивного оформления

керамики. Помимо этого процесс проникания осложняет и начальная ударно-волновая стадия.

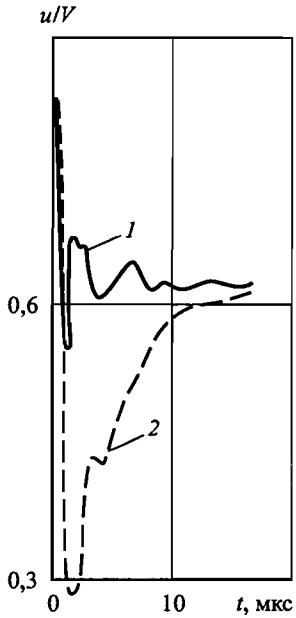


Рис. 5.46. Расчетные кривые скорости проникания:
1 —в целые пластины; *2* — в предварительно разрушенные пластины [5.11]

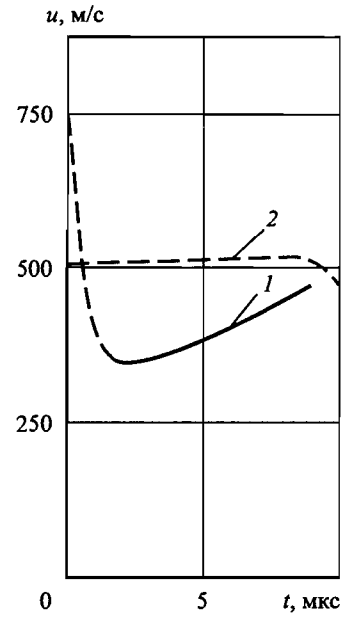


Рис. 5.47. Скорости внедрения в пластины из стекла при V_0 = = 770 м/с:
1 — в целые пластины; *2* — в предварительно разрушенные пластины

Оценки потери прочности керамики на начальной стадии проникания, проведенные ранее различными авторами, противоречивы [5.34–5.38]. В связи с важностью задачи эти исследования были продолжены в ряде работ НИИ стали совместно с МГТУ им. Н.Э. Баумана, в том числе и при участии авторов настоящей монографии.

В работе И.Ф. Кобылкина в целях установления факторов, определяющих стойкость керамических блоков на начальной ударно-волновой стадии проникания, была рассмотрена задача о поведении упругохрупкого полупространства под воздействием локализованного нагружения. Размеры области воздействия были приняты малыми по сравнению с размерами тела. Сжатие и сдвиг среды от одного элемента к другому осуществляются при различных скоростях распространения

волн сжатия C_P и сдвига C_S. На рис. 5.48 представлена волновая картина, возникшая к некоторому моменту времени.

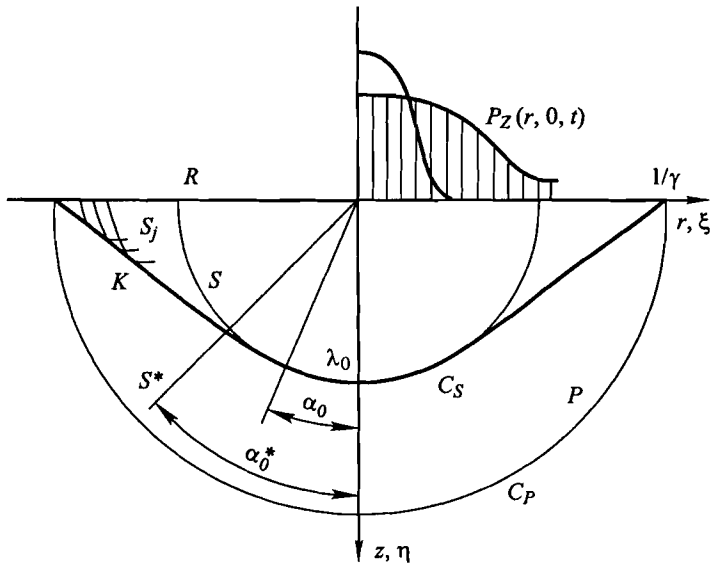


Рис. 5.48. Волновая картина при локализованном нагружении полупространства

В среде возникают сферическая продольная волна сжатия *P*, поперечная волна сдвига *S* (сферическая) и коническая волна *K*, являющаяся огибающей волн сдвига S_j, возникающих при отражении от свободной поверхности прямой волны *P*. Кроме того, по поверхности тела распространяется круговая поверхностная волна Рэлея *R*. Сформулированная задача, известная как *задача Лэмба*, имеет многочисленные решения.

Для феноменологического анализа механизма разрушения полупространства были использованы результаты решения задачи Лэмба для упругохрупкой среды. На рис. 5.49 в последовательные моменты времени показано векторное смещение $\bar{u}$ точек среды и развитие областей сжимающих и растягивающих нормальных напряжений во времени, что дает возможность выявить качественные особенности процесса нагружения полупространства. В связи с тем, что появление зон разрушения возможно в области растягивающих напряжений σ_z или σ_r, эти области на рис. 5.49 заштрихованы. Анализ напряженно-

деформированного состояния в окрестности области воздействия с привлечением критерия прочности показывает следующее.

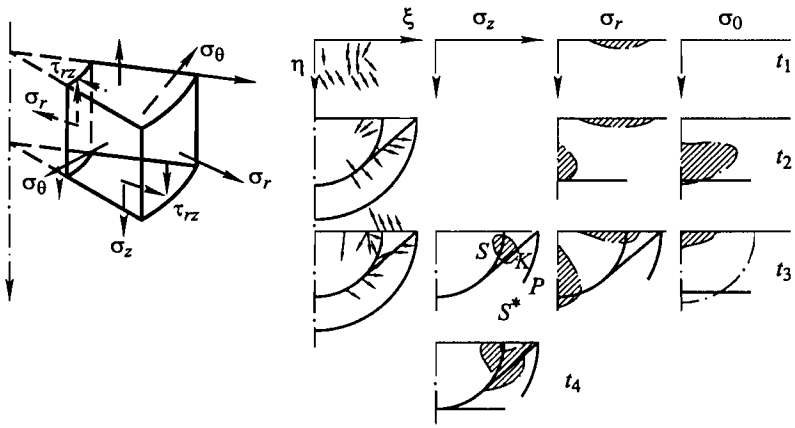


Рис. 5.49. Напряженно-деформированное состояние упруго-хрупкой среды

В начальные моменты времени ($t < t_1$) в условиях интенсивного всестороннего сжатия среда будет разрушаться по поверхностям скольжения — поверхностям действия максимальных касательных напряжений. Ядро разрушения представлено на рис. 5.50 штриховыми линиями *1*.

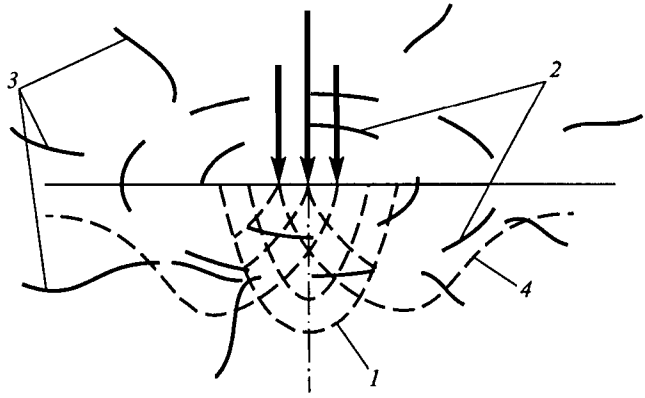


Рис. 5.50. Общая картина разрушения:
1 — ядро сдвигового разрушения в области сжатия;
2 — кольцевые трещины; *3* — радиальные трещины;
4 — воронки разрушения

Далее следует ожидать появления кольцевых трещин *2* на поверхности образца (момент t_1 на рис. 5.49). Затем (момент t_2) на оси симметрии и в ее окрестности возможно появление кольцевых и радиальных трещин и просто беспорядочное растрескивание первоначально сжатого и «разрушенного» по плоскостям скольжения ядра *1*. В более поздние моменты времени (t_3), а следовательно, и в более удаленных от оси симметрии точках на поверхности появляются радиальные трещины *3*, и, наконец, в самую последнюю очередь (t_3, t_4) в поперечных волнах создаются условия для откола, происходят откол и выдавливание элементов среды по нулевым изобарам касательных напряжений τ_{1z} с образованием воронок разрушений *4*, близких к коническим с характерным плато.

Ясно, что представленная феноменологическая картина начальной стадии разрушения полупространства не может охватить все случаи разрушения керамического блока конечной толщины, имеющего поверхности сопряжения с другими блоками или ограничивающими материалами. Тем не менее становится понятной роль лицевого экрана, существенно снижающего уровень растягивающих напряжений σ_z и тем самым предотвращающего в некоторой степени лицевой откол и выдавливание разрушенной керамики в сторону свободной поверхности. По этой же причине недопустимы различные зазоры и свободные поверхности, которые являются источником растягивающих напряжений.

Оценка параметров ударно-волнового нагружения керамики при воздействии БПС. В начальный момент взаимодействия ударника с преградой в преграде и в ударнике образуются ударные волны (УВ). Давление на границе раздела ударник — преграда определяется соотношением

$$p = \rho_{\text{п}} u D ,$$

где $\rho_{\text{п}}$ — плотность материала преграды; u — скорость проникания; D — скорость ударной волны в преграде.

При известных ударных адиабатах материалов ударника и преграды давление p определяется обычным образом в координатах p–u.

Время существования этого давления равно времени распространения волны разрежения в преграде с периферии контактной зоны до оси симметрии: $t_1 = d/2c$, где d — диаметр ударника (точнее, пятна контакта); c — скорость звука в ударно-сжатом материале преграды.

По истечении этого времени давление быстро уменьшается до давления установившегося проникания $p_{ст}$, включающего в себя давление инерционного сопротивления $\rho_п u^2/2$ и прочностную составляющую $p_{пр}$. Таким образом, зависимость давления на границе раздела от времени имеет вид, представленный на рис. 5.51. Именно высокий начальный пик давления представляет определенную опасность для керамических блоков, поэтому их рекомендуется прикрывать металлическими экранами.

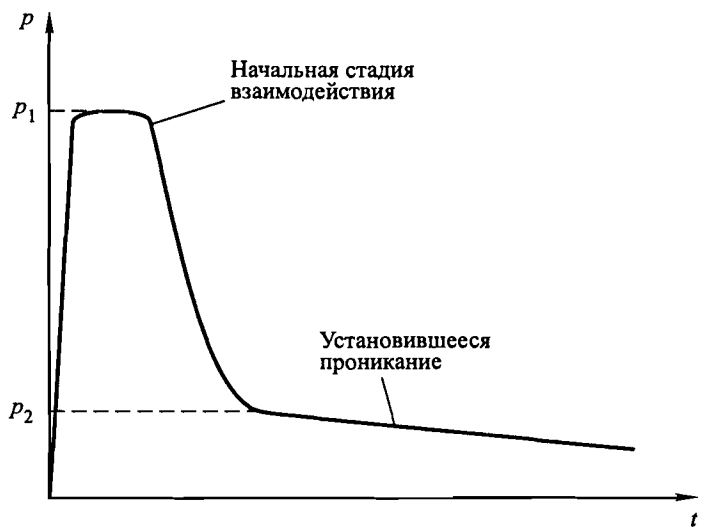


Рис. 5.51. Профиль давления на границе раздела ударник — преграда

Для оценки параметров УВ, возникающих в процессе взаимодействия, использована *p–u*-диаграммная техника. Расчетные зависимости давления в стальной крышке (экране) p_1 и в керамике (на основе SiC) p_2 от скорости ударника были получены для случая, когда ударник изготовлен из сплава ВНЖ. В качестве ударной адиабаты ВНЖ использовалась ударная адиабата вольфрама. У карбида кремния ударная адиабата в координатах $D-u$ в диапазоне $u = 0...1500$ м/с имеет сложный вид, поэтому для оценочных расчетов скорость ударной волны D предполагалась постоянной и равной 10 км/с. Эти зависимости представлены на рис. 5.52.

В ряде работ [5.21, 5.34] при одномерном ударно-волновом сжатии выявлен предел, напоминающий предел упругости Гюгонио σ_{HEL}, ори-

ентировочно равный 15 ГПа, при достижении которого частично или полностью снижаются прочностные характеристики материала. Как видно, уже при скорости ударника, превосходящей 650 м/с, давление в керамике превосходит предел упругости Гюгонио.

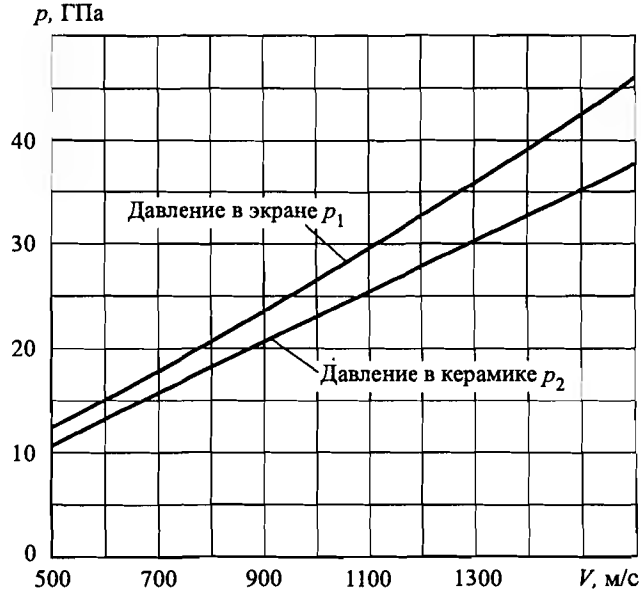


Рис. 5.52. Зависимости давления в экране и керамике от скорости удара

Оценочный анализ ударно-волновой стадии взаимодействия указывает на реальную возможность нагружения керамических блоков ударными волнами с амплитудой, превосходящей предел упругости σ_{HEL}, что, предположительно, может приводить к разрушению керамики уже на этом этапе.

Одно из возможных объяснений потери сдвиговой прочности при интенсивном ударно-волновом нагружении хрупких материалов состоит в том, что непосредственно за ударным фронтом реализуется явление катастрофического термопластичного или адиабатического сдвига [5.35], так как тепловыделение при неупругой деформации снижает сопротивление деформированию твердого тела. Если термическое разупрочнение превышает деформационное упрочнение, то процесс деформирования теряет устойчивость.

Деформация локализуется в узких зонах, где материал продолжает разогреваться до плавления, а сопротивление деформированию резко

падает. Катастрофическая потеря сдвиговой прочности керамических материалов с невысокой теплопроводностью проявляется при непосредственном сопоставлении ударной адиабаты с кривой гидростатического сжатия вещества. В отличие от упругопластических тел напряжение ударно-сжатого керамического материала по мере увеличения нагрузки становится выше предела упругости Гюгонио. Такие результаты были получены для керамик на основе оксидов бериллия и алюминия, карбида бора и др. [5.37]. Имеются отдельные данные о том, что скорость распространения механических возмущений в ударно-сжатых минералах близка к объемной скорости звука. Тем самым подтверждается вывод о почти полной потере сдвиговой прочности материала за фронтом УВ, амплитуда которой превышает предел упругости Гюгонио.

Данный вывод находится в противоречии с выводами ряда работ. Так, А.А. Кожушко с соавторами [5.36 – 5.38] утверждают, что при высокоскоростном нагружении в керамиках реализуется высокопрочное состояние. В работе [5.34] при исследовании динамики деформирования карбида кремния с помощью манганиновых датчиков давления было установлено, что при ударно-волновом сжатии керамики до давлений 37 ГПа фронт волны разрежения распространяется со скоростью, превышающей объемную скорость звука. Данный результат говорит о том, что непосредственно за фронтом УВ в карбиде кремния сохраняется сдвиговая прочность, причем отсутствуют какие-либо доводы, говорящие об особом положении этой керамики в ряду других.

Некоторые выводы об особенностях поведения керамики при ударно-волновом нагружении можно сделать на основании определения откольной прочности. В работах зарубежных авторов [5.39, 5.40] исследовалось откольное разрушение в керамиках Al_2O_3 и BeO путем регистрации скорости границы раздела керамика — оргстекло образца, нагружаемого ударом металлического ударника. Откольные напряжения при нагружении образца ниже σ_{HEL} были невелики, но легко обнаружимы. Так было получено $\sigma_{отк} \approx 0{,}4$ ГПа в керамике Al_2O_3 ($\sigma_{HEL} = 8$ ГПа) и $\sigma_{отк} = 0{,}08$ ГПа в керамике BeO ($\sigma_{HEL} = 9{,}6$ ГПа). Откольное напряжение уменьшается при приближении амплитуды нагрузки к σ_{HEL}, и при превышении σ_{HEL} откольный сигнал не регистрируется. На основании анализа экспериментальных данных был сделан вывод о том, что разрушение керамики при ее нагружении давлением, большим σ_{HEL}, происходит в процессе сжатия. Конечно, необходимо учитывать

также объем ударно-сжатого материала. Если область материала, разрушенного предварительным ударным воздействием, мала по сравнению с ударником (заостренный ударник), то роль предварительного воздействия будет невелика. При воздействии ударника большого диаметра, в отличие от воздействия заостренного, УВ затухает медленно, и, если давление в ее фронте превосходит σ_{HEL}, она разрушает керамику.

В работе И.Ф. Кобылкина для изучения поведения керамики при ударно-волновом нагружении исследовались откольные явления. Откольная прочность не может быть измерена прямым методом. Для ее определения экспериментально регистрируют процессы, которые являются следствием либо факта нарушения макроскопической сплошности материала с отделением откольного слоя, либо факта интенсивного развития и размножения очагов поврежденности на микроуровне. В настоящее время общепринято, что механизм откольного разрушения имеет кинетический характер, т. е. процесс повреждения и разрушения материала развивается во времени, что вызывает необходимость изучения его развития.

В этой работе представлены результаты отработки метода исследования откольных явлений, основанного на непрерывной регистрации профиля массовой скорости на границе раздела карбида кремния и слоя из более «мягкого» материала. Идея метода с использованием манганиновых датчиков давления изложена в [5.41, 5.42]. В связи с тем, что черный карбид кремния имеет достаточно низкую проводимость, возможно применение электромагнитного метода регистрации массовой скорости. Устройство, задействованное в экспериментах, схематично показано на рис. 5.53. С помощью плосковолнового детонационного генератора *1* и заряда ВВ *2* в образцах карбида кремния *3* генерируется нестационарная УВ со спадающим давлением за ее фронтом. В результате распада произвольного разрыва при падении нестационарной УВ на границу раздела керамика — слой из более «мягкого» материала, в слой керамики отражается волна разрежения, амплитуда которой зависит от соотношения динамических жесткостей исследуемой керамики и «мягкого» материала. Картина процесса, возникающая после этого, представлена на рис. 5.54. Электромагнитные датчики *4* (ЭМД1 и ЭМД2) из алюминиевой фольги располагаются как на входе в керамику (на границе ВВ — керамика), так и на выходе из нее (на границе керамика — «мягкий» материал).

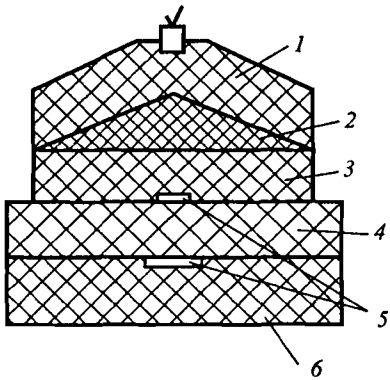


Рис. 5.53. Схема экспериментальной сборки: *1* — плосковолновой детонационный генератор; *2* — линза; *3* — нагружающий заряд ВВ; *4* — керамический образец; *5* — электромагнитные датчики; *6* — измерительный блок из «мягкого» материала (фторопласта или парафина)

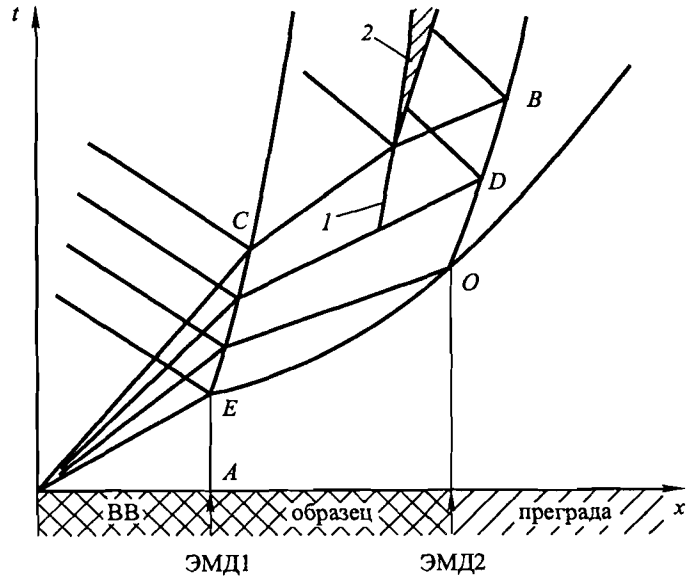


Рис. 5.54. Диаграмма процесса нагружения образца: *1* — область разрушения; *2* — магистральная трещина

Датчики представляют собой П-образные рамки, которые, перемещаясь совместно с границей раздела по траекториям *AEC* и *ODB* в постоянном магнитном поле H со скоростью $u(t)$, генерируют сигнал $E(t) = u(t)lH$ (l — ширина датчика), пропорциональный массовой скорости. Качественный вид профиля массовой скорости, регистрируемого датчиком, представлен на рис. 5.55. На участке *OD* спад массовой скорости следует форме падающей нестационарной УВ. Последующее возможное возрастание давления связано с приходом волны сжатия из

зоны разрушения — так называемый откольный импульс. Штриховой линией показана зависимость $u(t)$ в отсутствие разрушения. Высота откольного импульса определяется откольной прочностью исследуемого материала.

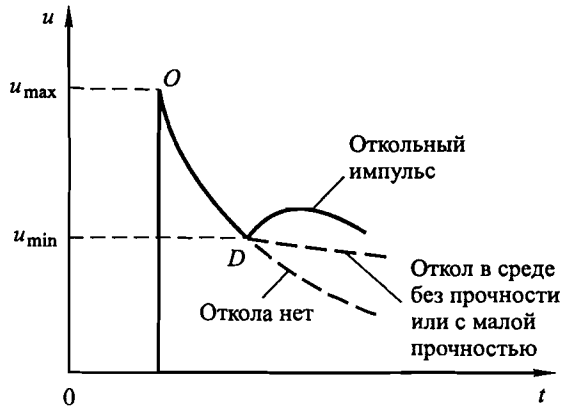


Рис. 5.55. Вид профиля массовой скорости на границе между керамикой и «мягким» материалом

Для того чтобы определить максимальное растягивающее напряжение в плоскости откола, решалась задача о распаде произвольного разрыва. Схема вычисления показана на рис. 5.56. При воздействии падающей детонационной волны в керамике возникает УВ с начальным давлением p_0. При распространении по керамическому слою из-за воздействия тыльной волны разрежения она интенсивно затухает и на границе с «мягкой» средой достигает значения p_1. После распада разрыва в «мягкую» среду распространяется УВ, а в керамический образец — волна разрежения, которая, взаимодействуя с прямой волной разрежения, приводит к появлению внутри керамического образца растягивающих напряжений. Если растягивающие напряжения превышают некоторый критический уровень, то образец разрушается по поверхности, на которой растягивающие напряжения и время их действия максимальны. Уровень разрушающего растягивающего напряжения определяется на пересечении кривых разгрузки керамики, проведенных из точек ударной адиабаты «мягкого» материала p_{max} и p_{min} (см. рис. 5.56).

В экспериментах в качестве «мягких» материалов использовались парафин и фторопласт. Ударные адиабаты этих материалов задавались в виде зависимости в координатах $D-u$: для парафина ($p_0 = 0{,}91$ г/см^3)

$D = 1{,}81 + 2{,}31u$; для фторопласта ($p_0 = 2{,}19$ г/см^3) $D = 1{,}6 + 1{,}89u$, $[D] = [u]$ = км/с [5.45, 5.46]. Использовались керамические образцы из карбида кремния трех типов: тип 1 — квадратные пластины $50 \times 50 \times 10$ мм; тип 2 — прямоугольные пластины $59 \times 63 \times 12$ мм; тип 3 — прямоугольные бруски $20 \times 20 \times 80$ мм. Образцы последнего типа были наилучшего качества: отсутствовали поверхностные дефекты и искажения геометрической формы. Начальная плотность их составляла $\rho_0 = 3{,}05 \pm 0{,}02$ г/см^3. Пластины обладали поверхностными дефектами и искажениями геометрической формы и имели несколько бóльшую плотность: $\rho_0 = 3{,}10 \pm 0{,}04$ г/см^3. Электромагнитные датчики на границе раздела «нагружающий заряд ВВ — керамика» имели плоскую форму и достоверно могли регистрировать лишь амплитуду входящей УВ.

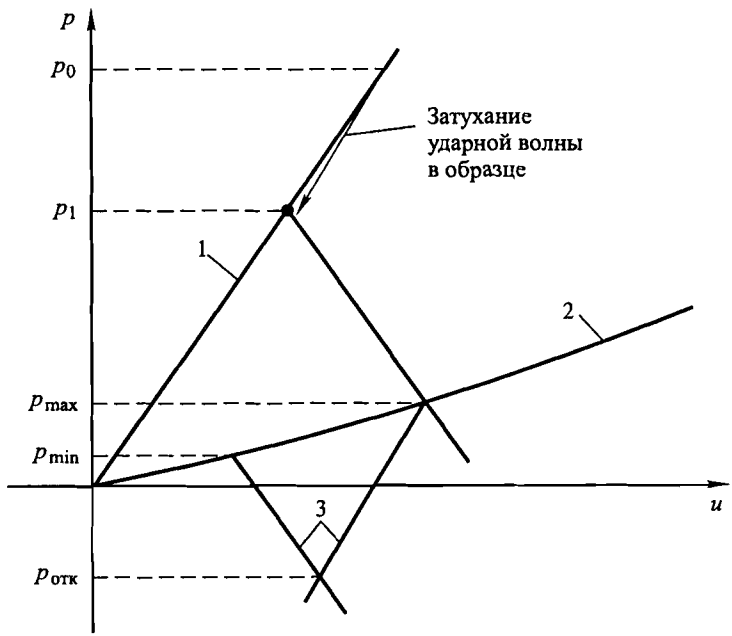


Рис. 5.56. Определение максимальных растягивающих напряжений:
1 — ударная адиабата керамики; *2* — ударная адиабата «мягкой» среды; *3* — кривые разгрузки керамики

Нагружение осуществлялось продуктами детонации прессованных зарядов из материала марки ТНТ. Давление нагружения варьировали

изменением плотности тротиловых шашек от 1,48 до 1,58 г/см^3, что соответствовало давлению от 17,0 до 25,0 ГПа.

При использовании в качестве «мягкой» среды парафина максимальная откольная прочность карбида кремния составила 0,17 ГПа. При отколе во фторопласт откольная прочность составила 0,8... ...1,0 ГПа. В нескольких экспериментах откол не зарегистрирован. Следует отметить, что откольная прочность определялась в тех опытах, в которых выходное давление не было выше 13,3 ГПа, что, по-видимому, не превосходит σ_{HEL}.

На основании этих экспериментов был сделан вывод о разрушении керамики в процессе сжатия давлением, большим σ_{HEL}. Вместе с тем авторы этих исследований считали, что поведение керамики при нагружении более мощными ударными волнами должно явиться предметом дальнейших исследований.

Недостаток и противоречивость экспериментальных данных о динамическом деформировании и разрушении керамик на начальном этапе нагружения не позволяют в настоящее время отдать предпочтение какому-либо одному из сделанных выводов.

Значительный практический интерес представляют результаты численного исследования процесса деформирования и разрушения керамики при ударном нагружении в зависимости от ряда параметров, проведенного в работах НИИ прикладной математики и механики (г. Томск) совместно с НИИ стали [5.43, 5.44]. Коротко результаты этих работ изложены ниже.

Математическая модель среды. Неоднородная пористая среда рассматривается как двухкомпонентный материал, состоящий из твердой фазы — матрицы и включений — пор. Предполагается, что форма пор близка к сферической, а функция распределения по размерам такова, что они могут быть охарактеризованы некоторым общим для всего ансамбля пор размером a_0. Удельный объем пористой среды v представляется в виде суммы удельного объема матрицы v_m, удельного объема пор v_p и удельного объема v_t, образующегося при раскрытии трещин: $v = v_m + v_p + v_t$. Пористость материала выражается относительным объемом пустот $\xi = \xi_p + \xi_t$ либо параметром $\alpha = v/v_m$, которые связаны зависимостью $\alpha = 1/(1-\xi)$. Здесь $\xi_p = v_p/v$, $\xi_t = v_t/v$ — относительные объемы пор и трещин.

Система уравнений движения пористой упругопластической среды имеет вид

$$\frac{\partial}{\partial t}\int_v \rho dV = 0, \quad \frac{\partial}{\partial t}\int_v \rho u dV = \int_s n\sigma dS, \quad \frac{\partial}{\partial t}\int_v \rho E dV = \int_s n\sigma u dS,$$
$$p = \frac{\rho_0}{\alpha}\left[\gamma_0\varepsilon + \frac{c_0^2(1-\gamma_0\eta/2)\eta}{(1-S_0\eta)^2}\right], \quad e = \frac{s^j}{2\mu} + \lambda s, \quad s:s = \frac{2}{3}\sigma_т^2. \tag{5.12}$$

Здесь t — время; V — объем интегрирования, S — его поверхность; n — единичный вектор внешней нормали; $\sigma = -pg + s$ — тензор напряжений, s — его девиатор; ρ — плотность среды; p — давление; g — метрический тензор; u — вектор скорости; $E = \varepsilon + u\cdot u/2$ — удельная полная энергия; ε — удельная внутренняя энергия; $e = d - (d:g)\,g/3$ — девиатор тензора скоростей деформаций; $d = (\nabla u + \nabla u^{\mathrm{T}})/2$ — тензор скоростей деформаций; $s^j = ds/dt + s\omega - \omega s$ — производная девиатора тензора напряжений в смысле Яуманна — Нолла, $\omega = (\nabla u^{\mathrm{T}} - \nabla u)/2$) — тензор вихря; $\mu = \mu_0(1-\xi)\,[1-(6\rho_0 c_0^2 + 12\mu_0)\,\xi/(9\rho_0 c_0^2 + 8\mu_0)]$; $\sigma_т = \sigma_{то}/\alpha$ — эффективные модуль сдвига и предел текучести; $\eta = 1 - \rho_0 v/\alpha$, ρ_0, c_0, γ_0, μ_0, $\sigma_{то}$, S_0 — константы материала матрицы. Параметр λ исключается с помощью условия текучести.

Для замыкания системы (5.12) необходимо уравнение, описывающее изменение параметра α.

Разрушение хрупких керамических материалов происходит главным образом в связи с возникновением и ростом микротрещин. Скорость изменения объема за счет раскрытия трещин определяется соотношением

$$\dot{\theta}_t = \dot{\xi}_t/(1-\xi) = \dot{\xi}_t\alpha. \tag{5.13}$$

Пусть в процессе нагружения не происходит образования новых трещин, а деформирование материала сопровождается только ростом изначально существующих, тогда

$$\dot{\theta}_t = -3KN_0\alpha p R^2\dot{R}, \tag{5.14}$$

где N_0 — число трещин в единице объема; R — средний радиус трещин; $K = 64\pi(1-\nu)/\mu_0$; ν — коэффициент Пуассона. Из (5.13), (5.14) следует

$$\dot{\xi}_t = -3KN_0 p R^2\dot{R}. \tag{5.15}$$

Предполагая, что до момента фрагментирования поврежденного трещинами материала объем пор остается неизменным, получаем

$$\dot{\xi}_t = \dot{\alpha}/\alpha^2 . \tag{5.16}$$

Подставляя (5.15) в (5.16), окончательно имеем

$$\dot{\alpha} = -3KN_0\alpha^2 pR^2\dot{R} . \tag{5.17}$$

Рост трещин определяется уравнением

$$\dot{R}/R = F_1 + F_2 ,$$

где $F_1 = \begin{cases} (\alpha s_i - s^*)/\eta_1 & \text{при } \alpha s_i > s^*, \\ 0 & \text{при } \alpha s_i \le s^*; \end{cases}$

$$F_2 = \begin{cases} (|\alpha p| - p^*)/\eta_2 & \text{при } p < 0 \wedge |\alpha p| > p^*, \\ 0 & \text{при } p \ge 0 \vee |\alpha p| \le p^*; \end{cases}$$

$s_i = \sqrt{\frac{3}{2}s:s}$; $s^* = s_0(1 - R/R^*)$; $p^* = p_0(1 - R/R^*)$; $R^* = \beta/\sqrt[3]{N_0}$; s_0, p_0, η_1, η_2, β — константы материала.

Критерием полной фрагментации является равенство $R = R^*$.

При расчете ударно-волнового уплотнения разрушенной пористой керамики реальная среда, представленная твердыми частицами, между которыми действуют силы сухого трения, и пустотными промежутками, моделируется сферической частицей радиуса b_0 из материала, удовлетворяющего условию Мора — Кулона, в центре которой находится сферическая пора радиуса a_0. Тогда из решения задачи о деформировании одиночной поры под действием изотропного напряжения можно получить кинетическое уравнение для расчета уплотнения гранулированного материала:

$$Y_0\tau^2\dot{Q}(\alpha, \dot{\alpha}, \ddot{\alpha}) = \alpha p + \frac{Y_0}{k}\left[1 - \left(\frac{\alpha}{\alpha - 1}\right)^{\frac{2k}{3}}\right], \tag{5.18}$$

где

$$Q(\alpha, \dot{\alpha}, \ddot{\alpha}) = \frac{\ddot{\alpha}\left[1 - \left(\frac{\alpha}{\alpha - 1}\right)^{\frac{2k+1}{3}}\right]}{(2k+1)\,\alpha^{1/3}} - \frac{\dot{\alpha}^2\left[1 - \left(\frac{\alpha}{\alpha - 1}\right)^{\frac{2k+4}{3}}\right]}{3(k+2)\,\alpha^{4/3}};$$

$\tau^2 = \dfrac{\rho_0 a_0^2}{3(\alpha_0 - 1)^{2/3} Y_0}$; $\alpha_0 = \dfrac{b_0^3}{b_0^3 - a_0^3}$, Y_0, k — коэффициенты в условии Мора — Кулона, численные значения которых можно определить, сопоставляя расчетную и экспериментальную ударные адиабаты (рис. 5.57). Уравнение (5.18) используется для определения α при условии

$$p > \frac{Y_0}{k\alpha}\left[\left(\frac{\alpha}{\alpha - 1}\right)^{2k/3} - 1\right].$$

Таким образом, система (5.12), дополненная уравнениями (5.17), (5.18), полностью описывает поведение пористой керамики в условиях ударно-волнового нагружения.

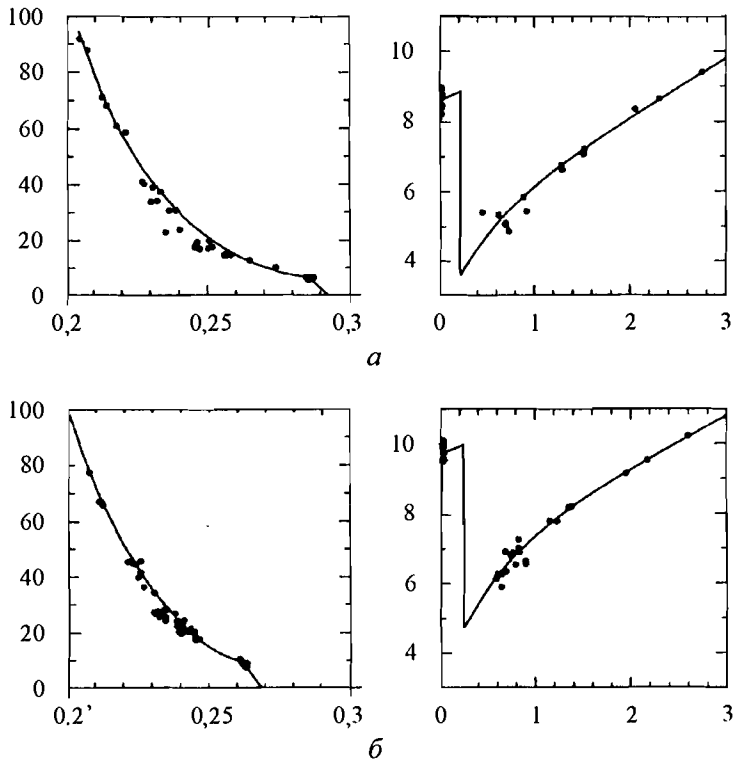


Рис. 5.57. Ударные адиабаты керамики AD-85 (*а*) и керамики р-3142-1 (*б*) в переменных «напряжение (ГПа) — удельный объем (см^3/г)» (*слева*) и «скорость УВ (км/с) — массовая скорость (км/с)» (*справа*) (—— расчет, • эксперимент)

Для проверки эффективности керамического слоя в этих же работах [5.43, 5.44] решалась задача о пробитии трехслойных преград удлиненным ударником при различных начальных скоростях проникания. Задача решалась в двумерной осесимметричной постановке. Эффективность защиты оценивалась по остаточным скоростям и остаточным длинам ударника.

Описание расчетно-математической модели. Для описания поведения взаимодействующих материалов используется упругопластическая модель механики сплошной среды. В модель вводится дополнительный параметр $\alpha = \rho_m/\rho$ — пористость, характеризующая степень повреждения материала. Здесь ρ — плотность пористого материала, ρ_m — плотность материала матрицы (сплошного материала). Предполагается, что предел текучести σ_s и модуль сдвига μ связаны с соответствующими характеристиками материала матрицы σ_{sm}, μ_m следующим образом:

$$\sigma_s = \sigma_{sm} K_\varepsilon/\alpha; \quad \mu = \mu_m K_\varepsilon K_\alpha, \tag{5.19}$$

$$K_\varepsilon = \begin{cases} 1-\varepsilon/\varepsilon_{\text{пл}}, & \varepsilon \le \varepsilon_{\text{пл}}, \\ 0 & \varepsilon \ge \varepsilon_{\text{пл}}; \end{cases}$$

$$K_\alpha = (1-\eta)\left(1-\eta\frac{6\rho_{0m}c_{0m}^2+12\mu_m}{9\rho_{0m}c_{0m}^2+8\mu_m}\right).$$

Здесь ε — удельная внутренняя энергия; $\varepsilon_{\text{пл}}$ — энергия плавления; $\eta = (\alpha-1)/\alpha$ — относительный объем пор; ρ_{0m}, c_{0m} — начальная плотность и объемная скорость звука материала матрицы.

При моделировании разрушений как хрупких, так и пластичных материалов учитываются два механизма повреждения твердых тел — отрывной и сдвиговый. Разрушение по типу отрыва рассматривается как процесс роста и слияния микропор под действием растягивающих напряжений. В качестве меры этих повреждений разработчиками математической модели использована величина относительного объема пор. При выполнении условия

$$\eta \ge \eta_* \tag{5.20}$$

материал считается разрушенным по типу отрыва (η_* = 0,001...0,5 — предельное значение относительного объема пор). Причем рост пор начинается, когда растягивающее напряжение достигает значения начальной прочности материала на разрыв, т. е. при условии

$$\sigma_p > \sigma_p^0, \quad \sigma_p^0 = a_s \ln[\alpha_0/(\alpha_0 - 1)]/\alpha_0 ,$$

где a_s — параметр прочности на разрыв; α_0 — начальная пористость материала.

Для прогнозирования сдвиговых разрушений используется критерий, где мерой повреждения материала является удельная работа сдвиговых пластических деформаций A^p. При выполнении условия

$$A^p \geq A_*^p$$

(A_*^p — критическое значение этой работы) материал считается разрушенным по типу сдвига.

В табл. 5.15 представлено большинство параметров, использованных в расчетах.

Разрушение керамических материалов имеет некоторые особенности из-за их высокой хрупкости. Процесс накопления повреждений происходит практически мгновенно. Длительность этого процесса регулируется критическими параметрами η_* и A_*^p, которые для керамических материалов имеют очень низкие значения (см. табл. 5.15).

Таблица 5.15

Константы используемых материалов

Параметр	Материал		
	ВНЖ-90	Сталь	SiC
ρ_{0m}, г/см^3	17,60	7,85	3,09
c_{0m}, м/с	4010	4630	7710
μ_m, ГПа	140	87,0	155,0
σ_{max}, ГПа	2,0	1,0	5,0
σ_{s0}, ГПа	1,0	0,5	0,5
k_s	0,1	0,1	0,6
a_s, ГПа	0,7	0,5	0,1
σ_p^0, ГПа	4, 9	3,7	0,6
α_0	1,000 9	1,000 6	1,002 7
η_*	0,3	0,3	0,006
A_*^p, кДж/кг	80	60	0,1
σ_{max}^*, ГПа	1,5	0,8	4,0

Согласно модели Кулона — Мора — Мизеса, у керамических и других хрупких материалов предел текучести линейно возрастает с увеличением давления до некоторого предельного значения σ_{max} (рис. 5.58)

$$\sigma_{sm} = \min(\sigma_{s0} + k_s p, \sigma_{max}). \qquad (5.21)$$

Соотношение (5.21) может быть использовано и для пластичных материалов ($\sigma_{sm} = \text{const}$). Однако максимальный предел текучести у пластичных материалов достигается при более высоких давлениях (10...100 ГПа) по сравнению с хрупкими материалами, поэтому здесь должно быть реализовано более плавное возрастание величины σ_{sm} до ее предельного значения σ_{max}. Дальнейший спад, вплоть до нулевого значения при плавлении материала, предела текучести σ_s, согласно первому соотношению (5.19), будет осуществляться за счет возрастания внутренней энергии.

При достижении в некоторой точке материала критических значений относительного объема пор η_* или удельной работы сдвиговых пластических деформаций A_*^p прочностные характеристики σ_{sm} и a_s скачкообразно изменяются таким образом, что дальнейшее поведение материала моделируется средой, не способной сопротивляться растяжению, но воспринимающей сдвиговые и сжимающие нагрузки, т. е.

$$\sigma_p^* = a_s^* = 0;$$

$$\sigma_{sm}^* = \min(k_s p, \sigma_{max}) \quad \text{при } p \geq 0;$$

$$\sigma_{sm}^* = 0 \quad \text{при } p \leq 0.$$

Схема изменения предела текучести разрушенного материала в зависимости от давления будет соответствовать отрезкам $а^*б^*$, $б^*в^*$ на рис. 5.58.

Дополнительным средством моделирования поведения разрушенного материала является реализация алгоритма разделения его на отдельные фрагменты — осколки. Причем граница раздела вводится только в полностью разрушенной области, где выполнено условие отрывного разрушения (5.20). По форме и размерам расчетные фрагменты не всегда совпадают с реальными осколками. Геометрически они представляют собой тела вращения — кольца переменного диаметра. Такие кольца разрушенного или расплавленного материала деформируются без заметных внутренних напряжений, только из-за роста пор. Они хорошо имитируют разлет распыляющейся среды.

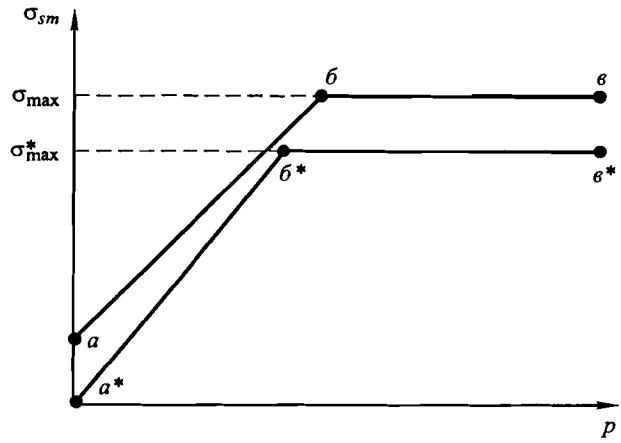


Рис. 5.58. Зависимость изменения предела текучести от давления

Численные решения некоторых случаев взаимодействия выполнены с использованием осесимметричной конечно-разностной модели с включением в нее алгоритма фрагментации материалов соударяющихся тел на осколки.

Параллельно с численным моделированием ставился эксперимент, в котором при тех же условиях соударения с помощью рентгеноимпульсной покадровой съемки фиксировались скорость остатка стержня и его длина за преградой.

На рис. 5.59–5.63 представлены результаты расчета процесса взаимодействия цилиндрического ударника из высокоплотного сплава ВНЖ диаметром 6 мм и длиной 48 мм с преградами пяти вариантов (табл. 5.16) в последовательные моменты времени. На рисунках знаками + обозначены области, где выполнено условие разрушения по сдвигу; знаками – — где выполнено условие отрывных разрушений; знаками ■ — зоны интенсивных сдвиговых деформаций. Справа от оси симметрии показано поле массовых скоростей, в котором знаками (∨) показано направление течения материала.

На рис. 5.64 представлены зависимости скорости заднего торца ударника (кривая *1*) и скорости переднего торца ударника (кривая *2*) от времени. Кривая *3* характеризует силу осевого сопротивления преграды $F_z = \int_{\Gamma_k} \sigma_{nz} d\Gamma$, где Γ — площадь поверхности контакта ударника и преграды; σ_{nz} — проекция вектора напряжений на ось O_z.

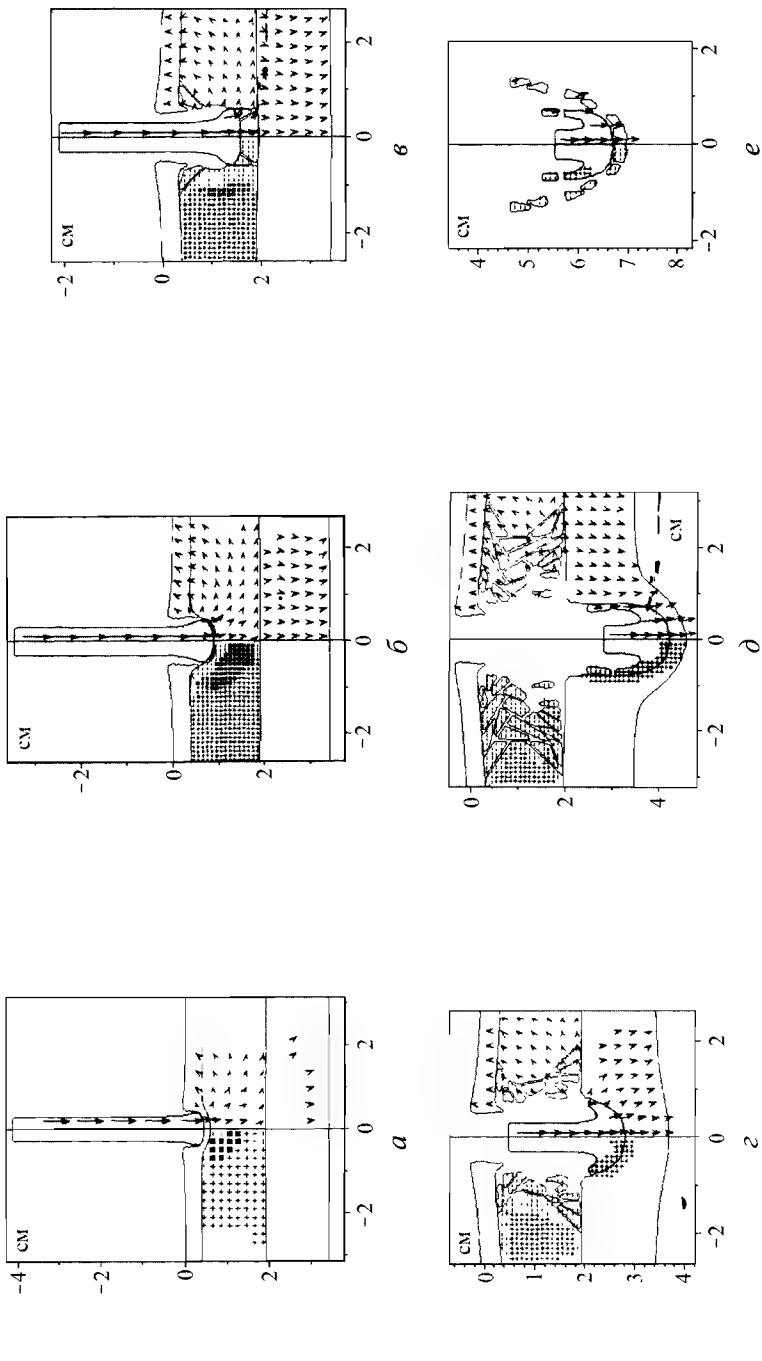


Рис. 5.59. Поле массовых скоростей и области разрушения (преграда 1 — см. табл. 5.16):
V_1 — скорость заднего торца ударника; V_2 — скорость переднего торца ударника; l — текущая длина ударника; $V_к$ —конечная скорость ударника; справа от оси симметрии показано поле массовых скоростей;
а — $T = 5$ мкс; $V_1 = 1357$ м/с; $V_2 = 900$ м/с; *б* — $T = 10$ мкс; $l = 43{,}2$ мм; $V_1 = 1350$ м/с; $V_2 = 770$ м/с;
в — $T = 20$ мкс; $l = 36{,}8$ мм; $V_1 = 1330$ м/с; $V_2 = 720$ м/с; *г* — $T = 40$ мкс; $l = 23{,}3$ мм; $V_1 = 1250$ м/с; $V_2 = 620$ м/с;
д — $T = 60$ мкс; $l = 13{,}9$ мм; $V_1 - 1060$ м/с; $V_2 = 770$ м/с; *е* $T = 90$ мкс; $l = 11{,}6$ мм; $V_к = 840$ м/с

Преграда 2

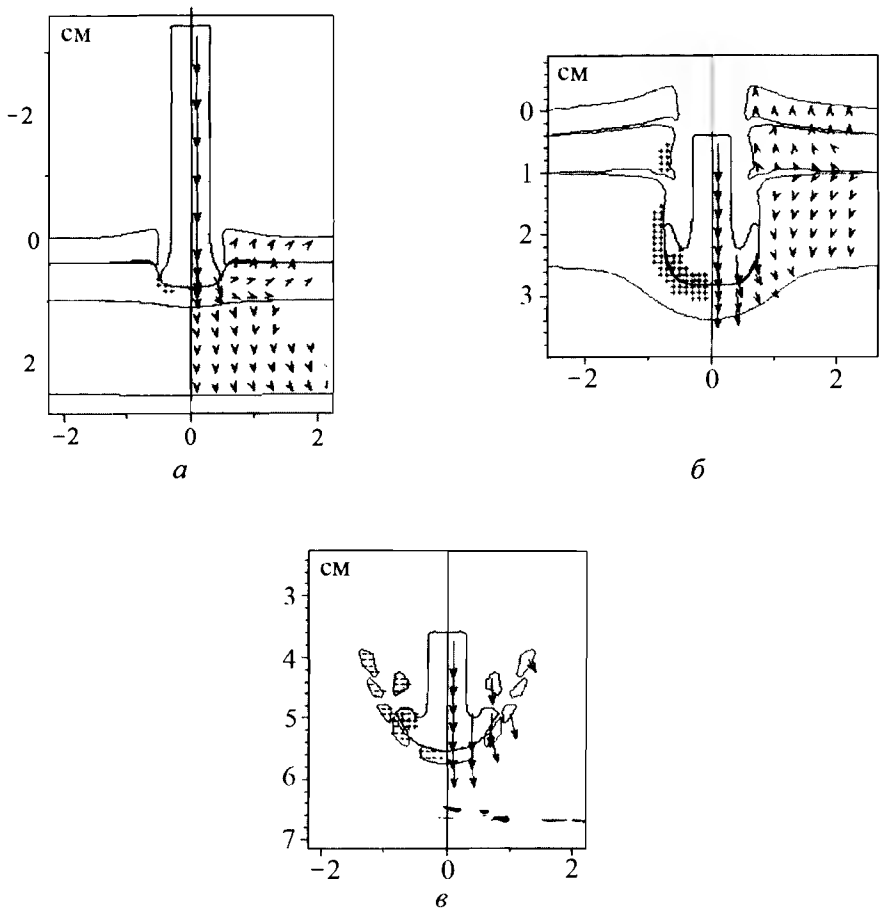


Рис. 5.60. Поле массовых скоростей и области разрушения (преграда 2 — см. табл. 5.16):
а — $T = 10$ мкс; $l = 42{,}5$ мм; $V_1 = 1340$ м/с; $V_2 = 760$ м/с;
б — $T = 40$ мкс; $l = 24{,}3$ мм; $V_1 = 1190$ м/с; $V_2 = 780$ м/с;
в — $T = 70$ мкс; $l = 19{,}5$ мм; $V_к = 980$ м/с

Преграда 3

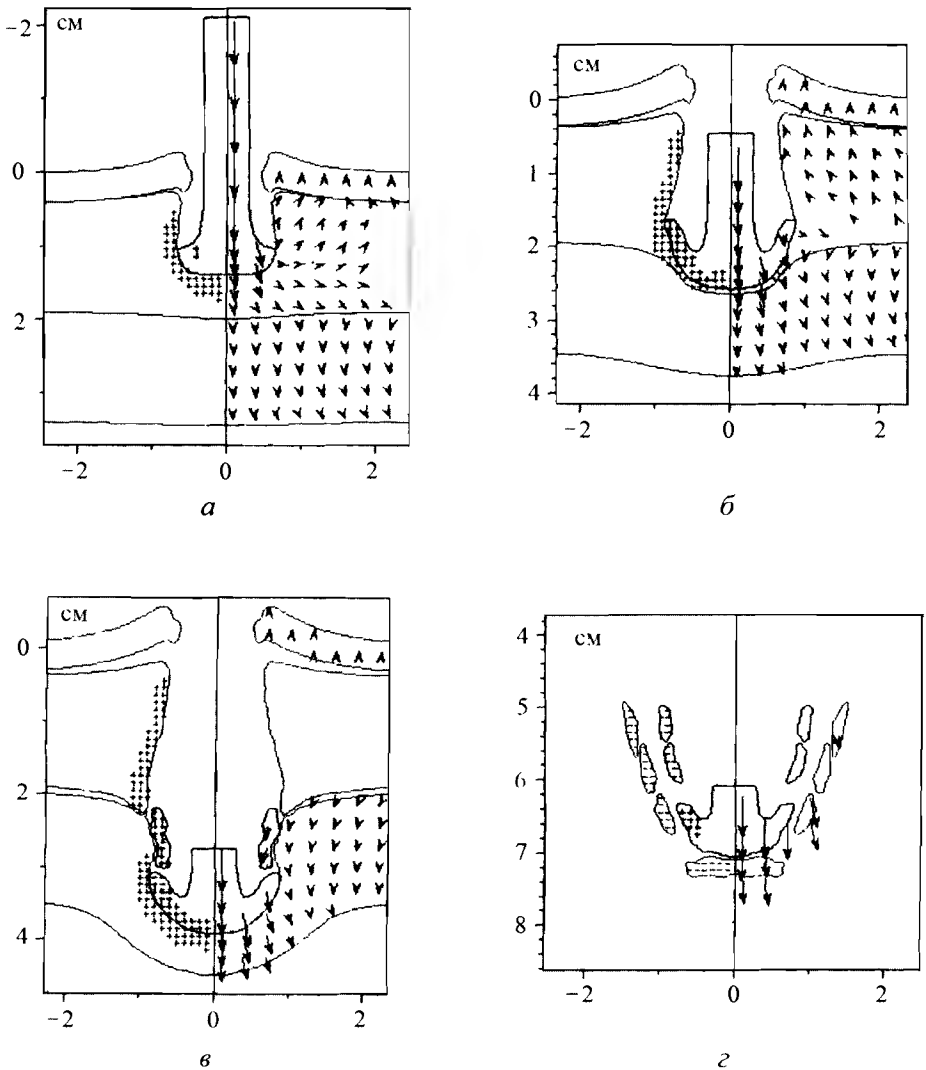


Рис. 5.61. Поле массовых скоростей и области разрушения (преграда 3 — см. табл. 5.16):
а — T = 20 мкс; l = 35,0 мм; V_1 = 1320 м/с; V_2 = 580 м/с;
б — T = 40 мкс; l = 21,2 мм; V_1 = 1240 м/с; V_2 = 650 м/с;
в — T = 60 мкс; l = 11,8 мм; V_1 = 1000 м/с; V_2 = 750 м/с;
г — T = 100 мкс; l = 9,7 мм; $V_К$ = 730 м/с

Преграда 4

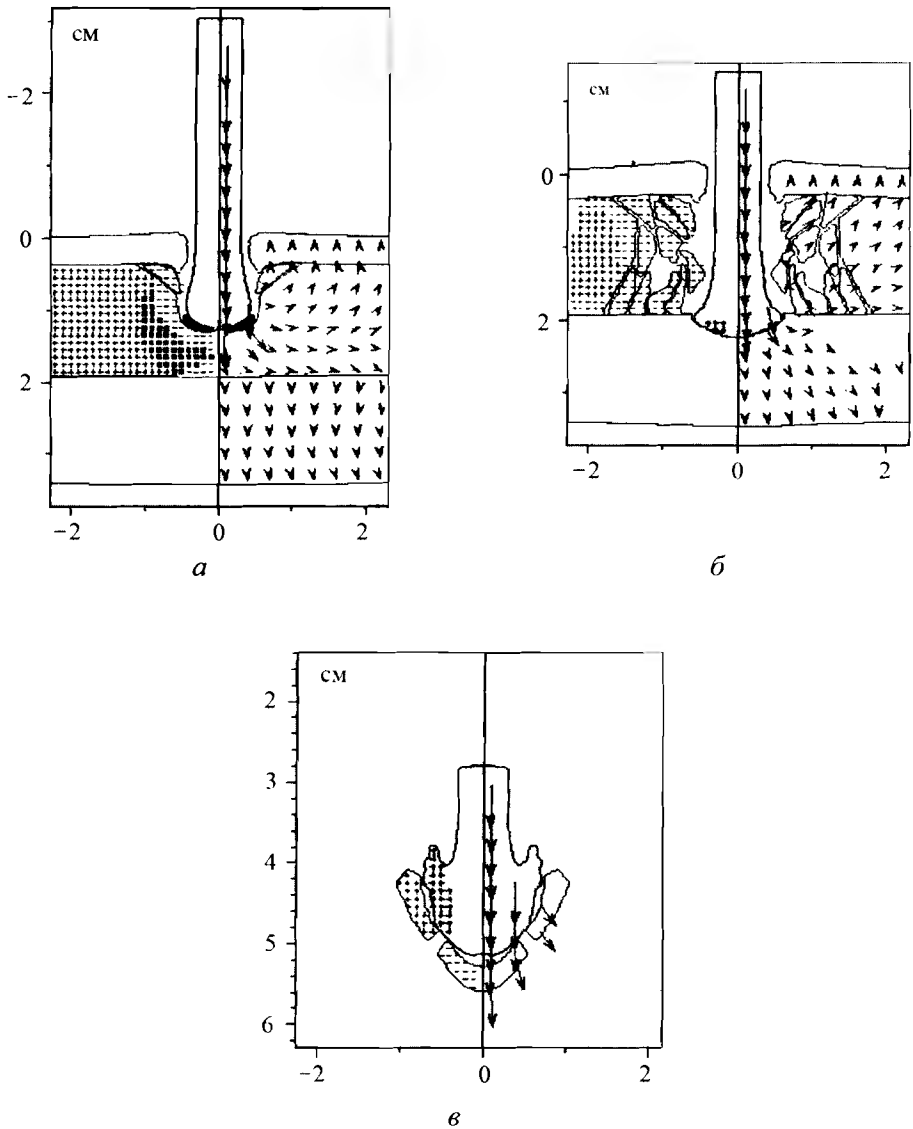


Рис. 5.62. Поле массовых скоростей и области разрушения (преграда 4 — см. табл. 5.16):
а — $T = 20$ мкс; $l = 41{,}9$ мм; $V_1 = 860$ м/с; $V_2 = 550$ м/с;
б — $T = 40$ мкс; $l = 36{,}6$ мм; $V_1 = 780$ м/с; $V_2 = 380$ м/с;
в — $T = 120$ мкс; $l = 23{,}3$ мм; $V_к = 350$ м/с

Преграда 5

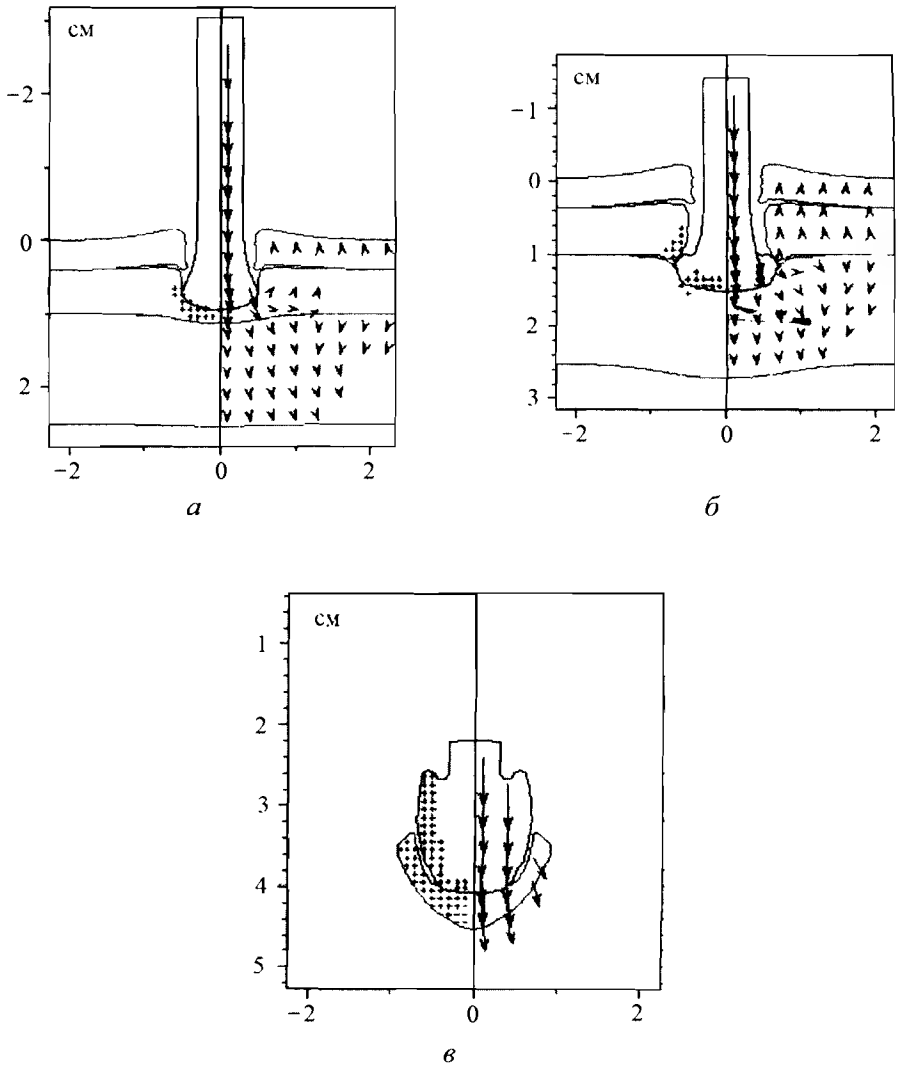


Рис. 5.63. Поле массовых скоростей и области разрушения (преграда 5 — см. табл. 5.16):
а — $T = 20$ мкс; $l = 40{,}1$ мм; $V_1 = 860$ м/с; $V_2 = 340$ м/с;
б — $T = 40$ мкс; $l = 29{,}7$ мм; $V_1 = 770$ м/с; $V_2 = 280$ м/с;
в — $T = 120$ мкс; $l = 18{,}2$ мм; $V_к = 300$ м/с

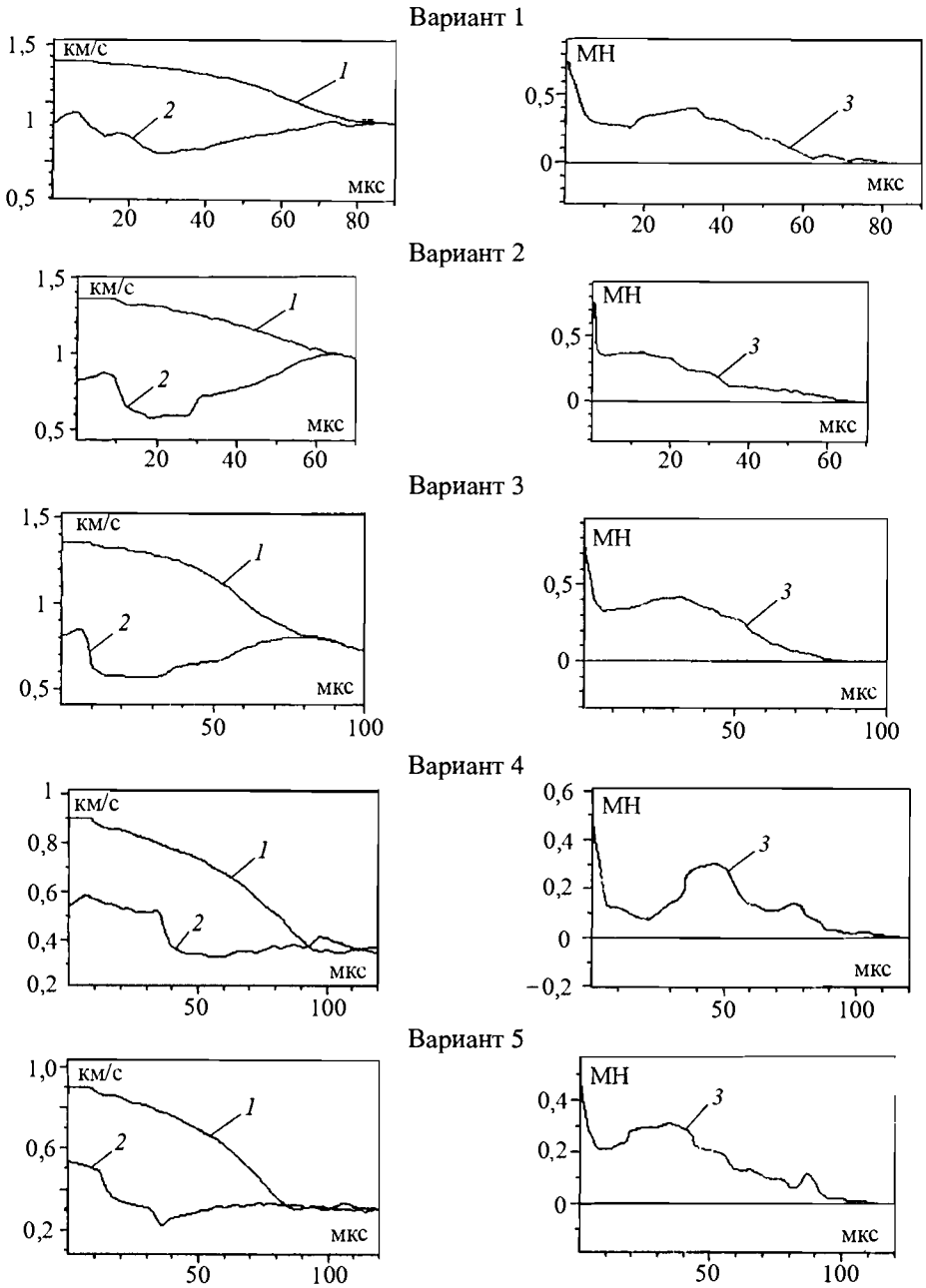


Рис 5.64. Зависимости скорости ударника и силы осевого сопротивления преграды от времени процесса:
1 — скорость заднего торца ударника; *2* — скорость переднего торца ударника; *3* — сила осевого сопротивления преграды

Таблица 5.16

Варианты преград

Преграда	V_0, м/с	1-й слой		2-й слой		3-й слой	
		Материал	Толщина, мм	Материал	Толщина, мм	Материал	Толщина, мм
1	1357	Сталь	4	SiC	15	Сталь	15
2	1357			Сталь	6		
3	1357				15		
4	900			SiC			
5	900			Сталь	6 мм		

Анализ представленных хронограмм и зависимостей позволяет сделать несколько важных выводов.

1. Сравнение хронограмм процесса взаимодействия ударника с преградой, имеющей керамический слой (преграды 1 и 4 — см. табл. 5.16), показывает, что керамический слой разрушается вслед за УВ (см. рис. 5.59, 5.62), а проникание ударника происходит уже по разрушенной керамике. Однако разрушенная, но обжатая керамика обладает достаточно высоким пределом текучести, определяемым кулоновским трением, поэтому она способствует срабатыванию и торможению ударника.

2. Сравнение характера и величины силы осевого сопротивления среднего стального и керамического слоев преград 1 и 3 толщиной 15 мм при $V_0 = 1357$ м/с (см. рис. 5.64, кривая *3*; табл. 5.16) говорит об их практическом совпадении, что свидетельствует о равной стойкости стального и керамического слоев одинаковой толщины и значительном выигрыше по массе на керамическом слое.

3. Сравнение сил осевого сопротивления керамического и стального слоев равной массы преград 4 и 5 при $V_0 = 900$ м/с показывает, что керамический слой менее эффективен, чем стальной (см. рис. 5.64, кривая *3*; табл. 5.16).

Простые расчеты дают возможность количественно оценить стойкость керамических и стальных слоев преград разных вариантов.

Например, в преграде 1 среднюю скорость проникания ударника через керамический слой можно оценить по кривой *2* на рис. 5.64. Она составляет $V_{ср} = 700$ м/с. Время проникания через этот слой

$$\Delta T_2 = \frac{b_{кер}}{V_{ср}} = \frac{1{,}5\text{ см}}{0{,}07\text{ см/мкс}} = 21{,}4\text{ мкс}.$$

Длина срабатывания ударника на этом слое

$$\Delta l_2 = (V_1 - V_2)_{ср}\Delta T = (0{,}1325\ \text{см/мкс} - 0{,}07\ \text{см/мкс}) \cdot 21{,}4\ \text{мкс} = 1{,}34\ \text{см}.$$

Аналогичные расчеты для преграды 2 дают:

$$\Delta T_2 = \frac{b_{сл.ст}}{V_{ср}} = \frac{0{,}6\ \text{см}}{0{,}06\ \text{см/мкс}} = 10\ \text{мкс},$$

$$\Delta l_2 = (0{,}1320\ \text{см/мкс} - 0{,}06\ \text{см/мкс}) \cdot 10\ \text{мкс} = 0{,}72\ \text{см}.$$

Отсюда видно, что в преграде 1 срабатывание ударника на керамическом слое почти в два раза больше, чем в преграде 2 на стальном слое той же массы. Оценочные расчеты для преград 4 и 5 дают следующие результаты:

преграда 4: $$\Delta T_2 = \frac{1{,}5\ \text{см}}{0{,}055\ \text{см/мкс}} = 27{,}3\ \text{мкс},$$

$$\Delta l_2 = (0{,}0850\ \text{см/мкс} - 0{,}055\ \text{см/мкс}) \cdot 27{,}3\ \text{мкс} = 0{,}82\ \text{см};$$

преграда 5: $$\Delta T_2 = \frac{0{,}6\ \text{см}}{0{,}035\ \text{см/мкс}} = 17{,}1\ \text{мкс},$$

$$\Delta l_2 = (0{,}0850\ \text{см/мкс} - 0{,}035\ \text{см/мкс}) \cdot 17{,}1\ \text{мкс} = 0{,}86\ \text{см}.$$

Отсюда следует, что при $V_0 = 900$ м/с керамический слой не является эффективным по сравнению со стальным слоем той же массы.

Сравнение расчетных и экспериментальных результатов по остаточной длине и скорости ударника показало, что их разница составила 1...6 %.

Таким образом, численные расчеты частично выявили, а частично подтвердили несколько основных факторов, влияющих на эффективность работы керамики, о которых говорилось выше и будет сказано далее, а именно:

1) разрушение керамики происходит вслед за УВ, поэтому проникание в керамический слой идет сразу же по разрушенной керамике, однако это не всегда приводит к потере ее работоспособности;

2) при ударных скоростях более 1000 м/с силы осевого сопротивления слоя керамики и стали одинаковой толщины (по толщине преграды составляющие не более 40 %) близки по величине в течение всего времени пробития слоев, что обеспечивает при равной стойкости со стальным слоем существенный выигрыш по массе на слое керамики, составляющий 38...40 %;

3) при ударных скоростях 1000 м/с и менее сила осевого сопротивления на керамическом слое существенно меньше, чем на стальном, что приводит к неэффективной работе керамики.

Таким образом, согласие расчетных и экспериментальных данных позволяет сделать вывод о применимости данной расчетной методики для решения задачи пробития слоистой преграды, содержащей керамический материал.

В работах НИИ стали при определении связи стойкости керамики с ее физико-механическими свойствами основная статистика получена в испытаниях обстрелом трехслойных сборок, которые представляют собой керамический элемент толщиной 40 мм в стальной рамке, закрытый с лицевой стороны крышкой из броневой стали толщиной 13...15 мм, плотно и прочно соединенный с подложкой (как правило, стальной). Зазор между керамической плиткой и стальной рамкой по периметру заполнялся бетоном (b = 3...5 мм), соединение керамики с подложкой выполнялось также через бетонную прослойку толщиной 3...5 мм. Обстрел образцов проводился моделями сердечников БПС из сплава ВНЖ-90 диаметром 8 мм и длиной 115 мм из баллистической установки калибра 30 мм. Ударная скорость составляла 1145...1305 м/с. При $V_{уд}$ = 1240 м/с глубина каверны в БССТ в среднем равнялась 70 мм.

Физико-механические свойства испытанных керамик существенно отличались между собой, о чем можно судить по данным табл. 5.8. Относительные показатели стойкости (K_{Γ_j} — текущие, $K_{\Gamma_{ср}}$ и $K_{М_{ср}}$ — средние значения) исследованных керамик представлены в табл. 5.17. Из таблицы ясно, что однозначной связи противоснарядной стойкости керамик с их конкретными физико-механическими характеристиками не наблюдается. Это говорит о том, что процесс взаимодействия сложен как с точки зрения механики деформируемых сред, так и поведения керамики при интенсивных динамических нагрузках.

Серия экспериментальных исследований на преградах с керамикой, проведенных как в модельных, так и в натурных условиях, позволила выявить связь и получить количественные данные по показателям стойкости керамических слоев в зависимости от физико-механических свойств керамик различного рода, скорости соударения, размеров керамических элементов, толщины слоя керамики, толщины подложки, способа соединения керамики с подложкой и керамических плит между собой, расположения керамических слоев по толщине структуры. Некоторые из этих зависимостей в качестве примера приведены на рис. 5.65.

Таблица 5.17

Показатели стойкости керамики при обстреле тяжелосплавными модельными сердечниками (d = 8 мм, l =115 мм)

Керамика	Размеры керамической плиты, мм	$K_{Г_j}$	$K_{Г_{ср}}$	$K_{М}$
SiC	150×150×40	0,86–1,02	0,94	0,36
	80×80×40	0,99–1,29	1,14	0,43
SiC (опытная)	130×130×40	1,07–1,33	1,20	0,46
B_4C с добавкой ZrO_2	110×110×40	1,08–1,34	1,21	0,41
Al_2O_3 фирмы Matroc (США)	150×150×50	1,08–1,38	1,23	0,56
Si_3N_4	110×110×40	1,14–1,40	1,27	0,49
B_4C	110×110×40	1,24–1,50	1,37	0,43
Al_2O_3	130×130×40	1,33–1,55	1,44	0,67
Al_2O_3	150×150×40 или 250×1300×40	1,13–1,33	1,23	0,58

В целом по результатам экспериментальных и численных исследований были сделаны следующие выводы.

1. Невозможно однозначно выделить конкретные физико-механические характеристики, коррелирующие с противоснарядной стойкостью различных керамик. В частности, карбид кремния (SiC), обладающий не самыми высокими (из исследованных керамик) прочностными характеристиками, имеет наименьший коэффициент $K_Г^{БПС}$, т. е. наибольшую противоснарядную стойкость. Вместе с тем при испытаниях однотипных материалов, например корундовых керамик (Al_2O_3) и карбида бора (B_4C), выявлено, что стойкость их возрастает с возрастанием прочности на изгиб.

Показатели стойкости слоя керамики характеризуются значениями $K_Г^{БПС} = 0{,}9\ldots1{,}4$, $K_М^{БПС} = 0{,}3\ldots0{,}5$. Выигрыш по массе на слое керамики и на преграде в целом зависит от плотности примененной керамики и ее толщины; максимально достижимый выигрыш по массе на слое 70 %.

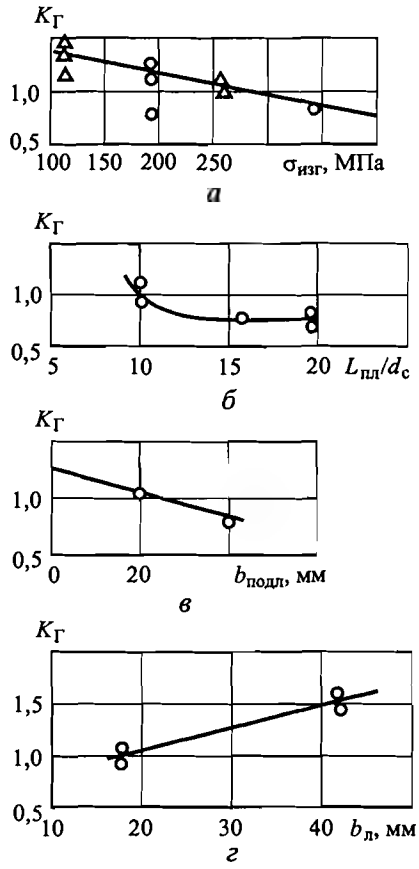


Рис. 5.65. Зависимости показателя противоснарядной стойкости $K_Г$ керамики от различных факторов:
а — влияние прочности корундовой керамики; *б* — влияние размера плитки; *в* — влияние толщины подложки; *г* — влияние заглубления слоя керамики

2. Существует порог ударных скоростей (около 900...1000 м/с), при котором значительные разрушения преграды опережают проникание средства поражения. Ниже этого порога наблюдается резкое снижение стойкости керамики.

3. Для конкретных условий взаимодействия можно говорить о критических размерах керамических элементов, при уменьшении которых наблюдается снижение эффективности керамики. Зависимость стойко-

сти плитки от размеров предопределяет и зависимость стойкости от места попадания снаряда в плитку (если близко к краю — стойкость снижается).

Можно рекомендовать для исследований в лабораторных условиях плитки с размерами сторон 80...100 мм, а для натурных образцов — не менее 150 мм. Для уменьшения влияния краевых эффектов рекомендуется керамические плитки заключать в обойму — создавать жесткую стенку.

4. Керамический блок в структуре следует располагать, по возможности, ближе к лицевым слоям преграды единым блоком по толщине, не превышающей 40 % общего габарита.

5. Показатели стойкости керамического слоя ухудшаются, если он набран по толщине из двух или нескольких отдельных плиток. Простое сложение плиток (без прочного соединения) в наибольшей степени снижает стойкость керамического слоя. Прочное и плотное соединение должно быть и с подложкой.

Следует заметить, что проведенные исследования показали необходимость тщательного контроля и отбраковки керамических материалов по макро- и микродефектам (зоны недопропитки и сегрегации). В случаях наличия дефектов наблюдалось существенное снижение показателей стойкости. Этот факт отмечается и в зарубежных работах.

Исследования противокумулятивной стойкости керамик, отличающихся физико-механическими характеристиками, показали, что она практически характеризуется одной и той же величиной $K_{\Gamma}^{\text{кс}} =$ $= 0{,}6...0{,}7$. Таким образом, максимально достижимый выигрыш по массе на слое зависит от плотности керамики и составляет 65...85 %.

В целом рациональные параметры структур с керамикой при защите от кумулятивных струй не отличаются от таковых при воздействии БПС, хотя механизмы взаимодействия с броней различны.

5.3.3. Конструктивное оформление керамики в преграде

Выявление степени влияния различных факторов на эффективность керамики при воздействии КС и БПС велось на единичных керамических элементах при однократном воздействии, в условиях подрыва.

В случае применения керамики в составе броневой структуры ее работа существенно осложняется. Во-первых, из-за того, что в структуре слой керамики набирается из достаточно большого количества плиток как по площади, так и по толщине, а во-вторых, броневая

структура должна обеспечивать защиту при многократном воздействии боеприпаса. В этих условиях реально возникает ряд неблагоприятных факторов:

– площадь разрушения при первом же попадании может быть существенно больше размеров единичного керамического элемента;

– поражающий элемент может проходить на расстоянии от торца плитки, меньшем критического размера;

– от выстрела к выстрелу накапливается ущерб, приводящий к снижению стойкости керамики.

Для устранения или хотя бы значительного уменьшения влияния на стойкость керамики отрицательных факторов должна быть решена проблема предотвращения преждевременного ее разрушения.

Исследование особенностей взаимодействия средства поражения с броней, содержащей керамику, и характера разрушения таких преград показало, что существенное влияние на эти процессы оказывает ударно-волновое воздействие и сопутствующие ему явления, возникающие на границах слоев. Результаты этих исследований позволяют утверждать, что соседние с взаимодействующей со средством поражения керамические плитки необходимо защищать от разрушения при воздействии УВ различной интенсивности и структуры.

Если имеется двухслойная мишень с акустическими сопротивлениями соответственно $G_1 = \rho_1 c_1$ и $G_2 = \rho_2 c_2$ (где ρ_1, ρ_2 — плотности материалов; c_1 и c_2 — скорости распространения УВ в материалах) и по первому слою в направлении к границе распространяется УВ с напряжением σ_1, то на границах сред возникают отраженная волна $\sigma_{отр}$ и проходящая во второй материал преломленная волна $\sigma_{прел}$.

Их отношение выражается формулой

$$\frac{\sigma_{прел}}{\sigma_{отр}} = 2G_2/(G_2 - G_1).$$

Из этого выражения следует:

– если G_2 много меньше G_1, то наблюдается почти полное отражение;

– если G_2 приблизительно равно G_1, то напряжение целиком передается через границу.

Таким образом, в слоистой преграде при соответствующем расположении материалов с различным акустическим сопротивлением волна напряжения может быть значительно ослаблена — до значений, не превышающих разрушающего напряжения используемой керамики.

Для защиты от разрушения керамических плиток, непосредственное воздействие на которые отсутствует, на границе с поражаемой плиткой целесообразно размещать материал с малым акустическим сопротивлением, но в этом случае может не обеспечиваться необходимая жесткость стенки по боковой поверхности плитки. В связи с этим керамика в броневых преградах должна иметь металлические рамки, а зазор между ними по периметру следует заполнять демпфирующим материалом, который не уменьшает жесткости стенок, но рассеивает энергию УВ.

Попытки преодолеть хрупкость керамики при использования ее для защиты от боеприпасов крупных калибров с помощью различных конструктивных и технологических мер приводят к значительному «утяжелению» керамики в составе комбинированных преград.

5.3.4. Технология получения керамики

Работы по оптимизации состава и технологии изготовления керамических материалов на основе карбида кремния, корунда, карбида бора, нитрида кремния, нитридов алюминия и титана широко проводились ранее и проводятся в меньшем масштабе в настоящее время в ряде НИИ и технологических институтов. За рубежом производству керамики уделяется большое внимание.

Ниже коротко (в порядке ознакомления) описаны особенности технологии производства пластин, изготовляемых в настоящее время из различных керамических материалов.

Отечественная керамика на основе карбида кремния. Одним из наиболее дешевых методов производства карбидокремниевой керамики является метод жидкого реакционного спекания, позволяющий получить «самосвязанный» материал с массовой долей карбидной фазы 85...95 % и пористостью менее 1 %. При жидкофазном реакционном спекании карбида кремния с добавками углерода происходят следующие элементарные процессы: смачивание и пропитка пористого твердого тела, состоящего из SiC и углерода, расплавленным кремнием; растворение твердых фаз в расплаве; образование вторичного SiC и кристаллизация его на поверхности частиц первичного SiC.

В результате прохождения указанных процессов при температуре 1700...1900 °С формируется непрерывный поликристаллический каркас, состоящий из зерен первичного SiC, прослоек вторичного SiC и избыточного кремния, располагающегося в виде включений в карбидокремниевой матрице.

Благодаря близким кристаллохимическим и физическим свойствам, высокой адгезии кремния и карбида кремния их межфазное взаимодействие находится на уровне химической связи. Этим обусловлены характерные для самосвязанного карбида кремния высокая прочность межфазных границ, жесткость и монолитность структуры.

Исходным сырьем для получения изделий из «самосвязанного» карбида кремния методом реакционного спекания являются порошки карбида кремния, нефтяной кокс, кремний кристаллический, бакелит жидкий.

Компоненты сухой шихты предварительно смешивают в смесителях барабанного типа, затем увлажняют жидким бакелитом и снова перемешивают. Свежеприготовленную формовочную смесь подсушивают и протирают через сито. Протирка способствует дальнейшей гомогенизации смеси.

Далее следует этап формования изделий. Сформованные заготовки устанавливают на поддоны и сушат вначале на воздухе, затем в камерных или тоннельных сушилках. Для повышения прочности сформованных заготовок проводят их бакелизацию в камерных бакелизаторах периодического действия с электрообогревом.

Спекание заготовок путем силицирующей реакционной термообработки осуществляется в графитовом тигле высокочастотной индукционной печи.

Зарубежная керамика на основе карбида кремния. Для производства керамики на основе карбида кремния за рубежом чаще всего используют методы реакционного спекания и горячего прессования.

При реакционном спекании из порошков карбида кремния, углерода и временной связки сначала прессуют пористый компакт, который подвергают затем воздействию жидкого (газообразного) кремния или паров монооксида кремния. Для получения мелкозернистого высокоплотного продукта используют в основном жидкопроникающий метод. Конечный продукт имеет очень низкую пористость, размер зерна 2...50 мкм.

При проведении горячего прессования используют добавки вторичного материала, обычно оксида, который должен легко деформироваться при температуре горячего прессования. В качестве такой добавки чаще всего применяют Al_2O_3. Конечный продукт содержит до 2 % Al_2O_3, является ультрадисперсным, твердым и прочным, имеет практически нулевую пористость.

По прочности зарубежный горячепрессованный карбид кремния относится к особо высокопрочным материалам (прочность больше или

равна 400 МПа), реакционносвязанный — к материалам высокой прочности (прочность 200...400 МПа). По трещиностойкости карбидокремниевые материалы относятся к группе материалов со средней трещиностойкостью.

Отечественная керамика на основе корунда. В качестве исходных материалов для производства корундовой керамики применяют главным образом безводные формы оксида алюминия, выпускаемые промышленностью в виде технического глинозема и белого электроплавленного корунда.

Исходные материалы измельчают в вибромельнице сухим способом, после чего просеивают и направляют на участок формования.

Приготовление формовочной массы проводят в бегунковой мешалке. Готовую массу протирают через сито, затем закрывают бумагой и влажной тканью и дают перед формовкой вылежаться в течение 24 ч. Заготовки формуют на гидравлических прессах либо применяют литье. Затем их сушат в камерных электросушилках.

Обжиг заготовок осуществляют в высокотемпературных силитовых печах.

Технологические процессы изготовления корундовой керамики на различных предприятиях имеют свои особенности, которые в настоящей работе не рассматриваются.

Зарубежная керамика на основе корунда. Зарубежная корундовая керамика подразделяется в зависимости от содержания в ней глинозема (Al_2O_3) на несколько классов.

1. Содержание глинозема 99,7...99,9 % (класс С-799).

Керамика однофазная с однородным размером частиц. При этом для предотвращения сильного роста зерна в керамический материал добавляют 0,03...0,10 % MgO. В этом случае получают размер зерна 1...2 мкм, пористость керамики 0,2 %. Корунд этого класса используют для изготовления плит повышенной прочности.

2. Содержание глинозема 94,5...96,5 % (класс С-795).

Материалы имеют стеклофазу на границах зерна в виде изолированных участков. Пористость обычно составляет 1...3 %. Эта керамика характеризуется мелким зерном. Корунд этого класса находит обычное техническое применение.

3. Содержание глинозема 86...94,5 % (класс С-786).

В качестве добавок используют SiO_2, MgO, CaO.

Большинство керамических материалов с таким содержанием глинозема используют в электроэнергетике для изоляторов.

4. Содержание глинозема 80...86 % (класс С-780).

Это огнеупорные, однородные материалы с закрытой пористостью, высокой прочностью и небольшим размером зерна. Материалы содержат большое количество SiO_2 в качестве добавки, понижающей температуру спекания материала.

Отечественная керамика на основе нитрида кремния. Поликристаллические материалы на основе нитрида кремния относятся к классу бескислородной керамики. Эти материалы содержат в своем составе нитрид кремния (Si_3N_4), оксидные активирующие и упрочняющие добавки.

Основным сырьем для производства нитридной керамики является порошок нитрида кремния. Технологический процесс включает операции мокрого смешивания в шаровых мельницах порошков нитрида кремния, активаторов и упрочняющих добавок, сушку смеси, протирку через сито, горячее прессование в графитовых пресс-формах.

В процессе горячего прессования оксидный активатор взаимодействует с нитридом кремния с образованием жидкой стеклофазы, способствующей перекристаллизации Si_3N_4, через расплав, а также оксинитридных твердых растворов — сиалонов. Указанные процессы способствуют уплотнению материалов, в результате чего формируется практически беспористый мелкозернистый композиционный материал, состоящий из зерен Si_3N_4, сцементированных сиалоновой связкой, и включений упрочняющей фазы. Такое структурное состояние обеспечивает высокую вязкость разрушения материала в сочетании с высокой твердостью и прочностью.

Зарубежная керамика на основе нитрида кремния. Основные способы получения нитрида кремния за рубежом — реакционное спекание и горячее прессование.

Метод реакционного спекания основан на превращении порошкового компакта из кремния в нитрид кремния при нагревании его в атмосфере азота. Микроструктура реакционноспеченного нитрида кремния — субмикронные зерна (0,01...1,0 мкм), содержащие две однородные фазы Si_3N_4: α- и β-. Материал имеет высокую открытую пористость и, как правило, загрязнен свободным кремнием.

При методе горячего прессования вносят добавку, облегчающую процесс уплотнения заготовки. В качестве такой добавки используют 1,0...1,5 %-ный MgO. Прессование происходит при температуре 1700...1800 °С. Микроструктура горячепрессованного нитрида кремния однородна. Типичный размер зерен 0,7...1,5 мкм, зерна разделены межзеренной аморфной фазой.

По прочности зарубежный горячепрессованный нитрид кремния относится к особо высокопрочным материалам (≥ 400 МПа), реакционноспеченный — к материалам высокой прочности (200...400 МПа). Керамика на основе нитрида кремния относится к материалам со средней трещиностойкостью.

Отечественная керамика на основе нитрида алюминия. Нитрид алюминия (AlN) — единственное соединение азота с алюминием. Нитрид алюминия не имеет модификаций, и это упрощает технологию изготовления изделий.

Изделия из нитрида алюминия получают в основном тремя методами: спеканием спрессованных заготовок в среде азота при определенных давлении и температуре; реакционным спеканием в азоте или аммиаке спрессованных изделий из смеси нитрида алюминия и порошка алюминия (этот метод не позволяет изготовлять плотные изделия); горячим прессованием порошка нитрида алюминия. Последним методом получают керамику с наиболее высокими значениями относительной плотности (99,5 %) и твердости.

Данных об изготовлении керамики на основе нитрида алюминия за рубежом в нашем распоряжении не имеется.

Отечественная керамика на основе карбида бора. Карбид бора (B_4C) является одним из наиболее твердых керамических материалов, уступая по этому параметру лишь алмазу и кубическому нитриду бора. Свойства карбида бора, в частности его прочность, являются структурно-чувствительными и зависят от пористости, формы и размера зерен, количества и вида примесей. Все это связано со свойствами исходного сырья и технологией получения изделий.

Технологический процесс изготовления изделий из карбида бора включает ряд операций: подготовку порошков (измельчение, классификация, химическая очистка); формование заготовок (прессование в стальных пресс-формах или горячее шликерное литье), спекание, либо горячее прессование, либо газостатическое уплотнение.

Зарубежная керамика на основе карбида бора. Основным способом получения заготовок из карбида бора за рубежом является горячее прессование. Пористость карбида бора, как правило, менее 1 %, микроструктура состоит из одной фазы — карбида бора с некоторым количеством свободного углерода.

Значительное развитие производство порошка карбида бора и изделий из него получило в Германии. В этой стране выпуск относительно

чистых порошков осуществляется методом магнийтермии, а производство изделий — методом горячего прессования.

5.3.5. Физико-механические свойства керамики

В НИИ стали на основе использования литературных источников, а также результатов экспертизных исследований проводилась сравнительная оценка отечественных и зарубежных керамик.

В соответствии с разработанными в Институте проблем прочности АН УССР методиками сравнительная оценка свойств керамик включала в себя определение таких параметров, как плотность, прочность и предельная деформация при изгибе, твердость, скорость распространения ультразвуковых колебаний. Выборочно определяли химический состав керамик.

Физико-механические характеристики исследованных керамик приведены в табл. 5.8 и 5.18 [5.49].

Анализируя представленные материалы, можно отметить следующее.

Керамика на основе корунда имеет наибольшую плотность — 3,5...3,85 г/см^3. Плотность у материалов на основе карбида бора, карбида кремния, нитрида кремния и нитрида алюминия меньше: она соответственно равна 2,5; 3,05; 3,15; 3,25 г/см^3. Эти материалы обеспечивают бóльшую экономию массы при использовании в конструкциях по сравнению с корундом.

Наибольшую прочность на изгиб показала как отечественная, так и зарубежная керамика на основе карбида бора (около 370 МПа). Вместе с тем для карбида бора производства Германии характерны заметный разброс по прочности на изгиб (по отдельным образцам — от 205 до 370 МПа) и в среднем меньшее ее значение — 280 МПа. Прочность на изгиб нитридной керамики Si_3N_4 отечественного производства составляет в среднем 260 МПа, а зарубежного — 200...400 МПа, нитридной керамики AlN-TiN отечественного производства — 220 МПа. Еще меньшую прочность имеет отечественная корундовая керамика: от 115 до 190 МПа.

Зарубежная корундовая керамика по сравнению с отечественной характеризуется значительно более высокой прочностью на изгиб: 270 МПа — у керамики, производимой в Англии и Италии фирмой Bitossi; 340 МПа — у керамики, выпускаемой американской фирмой Matroc.

Таблица 5.18

Физико-механические свойства зарубежной керамики

Материал, технология изготовления	Плотность, г/см^3		Прочность на изгиб, МПа	Пористость, %		Модуль упругости, ГПа	$HV_{0,1}$	$HK_{0,1}$	$HK_{2,5}$	HR_{45}
	теоретическая	реальная		закрытая	открытая					
SiC реакционносвязанный	3,00–3,15	3,00–3,15	200–400	< 1	0	350–380	2000	2500	—	—
SiC горячепрессованный	3,21	3,00–3,20	≥ 400	0–5	0	440	2400–2800	—	—	—
SiC спеченный	3,208	3,00–3,20	200–400	1–6	0	400	2500	—	—	90
Корунд С-799 (99 % Al_2O_3)	3,97	3,65–3,95	—	1–8	0	380	1900	1930	1450	83
Корунд С-795 (95 % Al_2O_3)	3,86	3,55–3,76	—	2–8	0	320	1600	1590	1170	78
Корунд С-786 (90 % Al_2O_3)	3,78	3,45–3,60	—	2–8	0	260	1400	1400	1050	77
Корунд С-780 (85 % Al_2O_3)	—	—	—	—	—	220	1250	1250	970	73
B_4C горячепрессованный	2,52	2,3–2,5	≥ 400	0–10	0	450	3200	2800	2800	89
Si_3N_4 реакционносвязанный	3,19	1,9–2,8	200–400	7	15–40	190–280	750	—	—	—
Si_3N_4 горячепрессованный	3,19–3,25	3,1–3,2	≥ 400	0–1	0	310	1600–1800	2500–2700	—	—

Примечание. $HV_{0,1}$ — твердость по Виккерсу при нагрузке 0,1 кг; $HK_{0,1}$, $HK_{2,5}$ — твердость по Кнупу при нагрузке 0,1 и 2,5 кг соответственно; HR_{45} —твердость по Роквеллу при нагрузке 45 кг.

Приведенные в табл. 5.8 и 5.18 характеристики, а также данные по химическому составу зарубежного корунда, полученные в результате экспериментальных исследований, позволяют отнести корунд американской фирмы Matroc и корунд английского производства (содержание Al_2O_3 — 94,5...96,5 %) к классу С-795, корунд Duralbit итальянской фирмы Bitossi (содержание Al_2O_3 90 %) — к классу С-786.

Карбидокремниевая керамика КМ-2 отечественного производства имеет прочность на изгиб 150 МПа, зарубежная — 200...400 МПа.

Значение такой технической характеристики керамических материалов, как предельная деформация при изгибе, колеблется в пределах $(3,85...11,60)\cdot 10^{-2}$ %. Наибольшие значения относительной деформации имеют горячепрессованные керамические материалы (Si_3N_4, AlN-TiN, B_4C) и зарубежная корундовая керамика.

Значения критического коэффициента интенсивности напряжений (K_{1C}) исследованных керамических материалов колеблются в узких пределах (2,85...4,80 МПа $\cdot$ м$^{1/2}$) и на порядок ниже, чем, например, у закаленной стали (34 МПа $\cdot$ м$^{1/2}$).

По твердости (HRA) керамические материалы можно расположить следующим образом: карбид бора — 94, нитрид кремния — 92, карбид кремния — 90, корундовая керамика — 90 – 72, нитрид алюминия — 85.

Систематизированных данных по микротвердости исследованных керамических материалов в настоящее время нет.

5.3.6. Исследование качества керамических пластин

Исследование качества керамических пластин проследим на примере карбида кремния (работы проведены в НИИ стали).

Для выявления внутренних дефектов производится 100 %-ный рентгеновский контроль пластин. В пластинах из карбида кремния не допускаются дефекты: недопропитка, сегрегационные участки.

Недопропитка — дефект, представляющий собой зону (участок) спрессованного карбидокремниевого компакта, не полностью пропитанную кремнием. Этот вид дефекта встречается сравнительно редко.

Основным видом дефекта карбидокремниевых пластин является сегрегация, представляющая собой скопление в керамическом материале примесей, главным образом соединений Al, Ca, Fe, Zr. Примеси поступают в пластину в основном вместе с кремниевым расплавом при пропитке изделия и локализуются в процессе затвердевания жидкой

фазы. После охлаждения в зоне скопления примесей обнаруживаются неустойчивые соединения на основе кремния и примесных элементов, в частности их карбиды и силициды. При комнатной температуре эти соединения претерпевают фазовые превращения с увеличением объема, что приводит к возникновению внутри пластины напряжений, образованию трещин и, в ряде случаев, к самопроизвольному разрушению пластин при хранении.

С целью установить связь дефектности пластин различных размеров с техническими характеристиками керамического материала в НИИ стали был проведен статистический анализ его плотности, а также содержания свободного углерода и свободного кремния.

Установлено, что с увеличением габаритных размеров пластины обнаруживается тенденция к уменьшению плотности керамического материала с одновременным увеличением содержания в нем свободного кремния и свободного углерода. Это связано с большей пористостью крупногабаритных заготовок, поступающих после прессования на пропитку кремнием.

Чтобы определить влияние дефектности карбидокремниевой керамики на прочность при изгибе пластин, на прессе разрушили 37 годных и 25 дефектных пластин с размерами $150 \times 150 \times 40$ мм (сегрегационные участки у 19 пластин, недопропитка у одной, пережог у пяти пластин).

Разрушающая нагрузка годных пластин колебалась в пределах от 5,3 до 21, 5 т, дефектных — от 3,4 до 11,7 т. Среднее значение разрушающей нагрузки годных пластин составляло 11,9 т, дефектных — 7,4 т, т. е. на 4,5 т (38 %) ниже. Близкие результаты получены и на пластинах с размерами $180 \times 180 \times 40$ мм.

Из приведенных данных следует, что как годные, так и дефектные пластины характеризуются значительным разбросом значений прочности при изгибе. Доверительный интервал разрушающей нагрузки с односторонней доверительной вероятностью 0,975 составляет для годных пластин — 10,7...13,1 т, для дефектных пластин — 6,5...8,3 т, что свидетельствует о существенном различии их интегральной прочности и возможности использования этой характеристики для оценки качества карбидокремниевых пластин.

Разрушение дефектных пластин чаще (в 70 % случаев) проходит через зону дефекта, вследствие чего и снижается прочность пластины. В тех случаях, когда разрушение минует зоны дефекта, предельная нагрузка сопоставима с уровнем нагрузки качественных пластин.

В ходе исследования вида излома карбидокремниевой керамики обнаружен дефект пережог, который вызывается отгонкой и испарением кремния в процессе реакционного спекания пластин при повышенных температурах или при недостатке кремния в окружающей среде. В таких условиях в поверхностных слоях пластин образуется открытая пористость, которая существенно снижает прочность керамического материала. Средняя прочность при изгибе пластины с пережогом составила 5,6 т (для сравнения: прочность пластин с сегрегационными участками — в среднем 8,1 т, с недопропиткой — 3,4 т). Пережог легко обнаруживается в изломе визуально.

Для сравнительной оценки физико-механических свойств, микроструктуры, вида излома и химического состава карбидокремниевых материалов были изготовлены обычные и с макродефектами пластины (размеры пластин 150×150×40 мм и 180×180×40 мм). Кроме того, из больших пластин с дефектами были вырезаны образцы в местах вне зоны расположения макродефектов.

Исследования показали, что такие свойства, как плотность, скорость ультразвука, предел прочности при изгибе, а также химический состав и характеристики микроструктуры керамического материала обычных пластин и керамического материала вне зоны макродефектов дефектных пластин практически одинаковы и соответствуют средним значениям свойств карбидокремниевой керамики (см. табл. 5.8).

Таким образом, макродефекты карбидокремниевой пластины, располагаясь в отдельных зонах, существенно снижают ее общую прочность, хотя физико-механические свойства керамики вне дефектной зоны не ухудшаются. При увеличении размеров пластин их характеристики могут уступать характеристикам пластин меньшего размера. Как отмечалось выше, наличие дефектов всех типов может существенно снизить броневые свойства керамики.

На основании результатов проведенных исследований наличие недопропитки и сегрегационных участков любой площади признано браковочными признаками. Соответствующие изменения внесены в шкалу дефектов инструкции по рентгеновскому контролю самосвязанного карбида кремния.

Установлена связь физико-механических свойств карбидокремниевой керамики с ее структурными характеристиками. Выявлено, что наиболее существенное влияние на значения ее прочности на изгиб оказывает фракционный состав исходной шихты: с увеличением дисперсности порошков карбида кремния уменьшается размер зерна кар-

бидокремниевого каркаса и частиц свободного кремния, вследствие чего механические свойства керамики улучшаются. Прочность на изгиб карбидокремниевой керамики не зависит от содержания в ней свободного кремния. Однако с увеличением дисперсности исходных порошков ухудшаются условия прессования и равномерной пропитки кремнием спрессованного изделия, что может сказаться на уровне прочности плит с размерами 150×150×40 мм и более (в особенности при увеличении толщины).

Существующая методика рентгеновского контроля качества керамики не гарантирует 100 %-го выявления макродефектов и может использоваться только для отбраковки пластин с грубыми дефектами. Так, на целом ряде пластин, признанных годными по результатам рентгенотелевизионного контроля, впоследствии обнаруживались дефекты всех описанных типов (19 % — сегрегационные участки, 7 % — отгонка кремния).

Более надежный контроль качества пластин обеспечивается при фотографическом методе регистрации рентгеновского излучения.

В настоящее время не существует неразрушающего метода контроля описанных выше дефектов в карбидокремниевом материале. Необходима разработка новых методов контроля дефектов, существенно снижающих качество карбидокремниевой керамики.

Этот вывод относится к керамическим материалам всех типов.

5.4. Расчет взаимодействия кумулятивных и бронебойных подкалиберных снарядов с комбинированной броней

5.4.1. Расчет взаимодействия кумулятивных снарядов с комбинированной броней

В основе расчета лежит модель взаимодействия кумулятивной струи с монолитной броней, описанная в гл. 3. В этом разделе коротко изложим обобщенную модель взаимодействия кумулятивной струи с многослойными преградами, в том числе со слоями из некоторых материалов, обладающих в той или иной степени фактором активного воздействия на кумулятивную струю, а также модель взаимодействия струи с элементом динамической защиты (ЭДЗ).

Общая структура программы расчета взаимодействия кумулятивной струи с многослойной преградой. Исходными данными для расчета являются:

– геометрические размеры кумулятивного заряда, облицовки, линзового узла;

– плотности облицовки и ВВ;

– скорость детонации ВВ;

– расстояние от торца заряда до лицевой поверхности преграды;

– толщина и плотность каждого из слоев преграды;

– для активных преград параметры активного воздействия ΔT_1, ΔT_2, Q_1, Q_2.

Расчетная диаграмма взаимодействия кумулятивной струи с многослойной комбинированной преградой представлена на рис. 5.66.

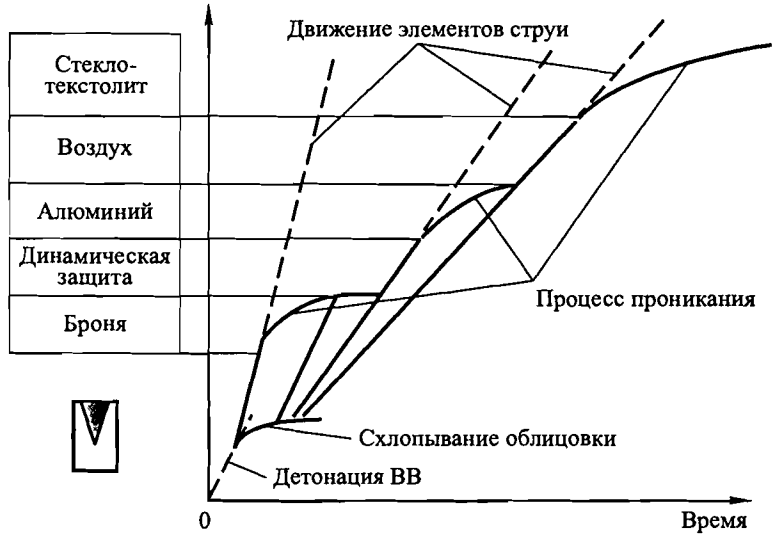


Рис. 5.66. Расчетная диаграмма взаимодействия кумулятивной струи с многослойной комбинированной преградой

Обобщенная модель взаимодействия кумулятивной струи с многослойными преградами, обладающими фактором активного воздействия на кумулятивную струю. В программе расчета предусмотрено обобщенное описание взаимодействия кумулятивной струи с преградами, в той или иной мере обладающими фактором активного воздействия. Такими преградами могут быть динамическая защита (ДЗ) или преграды, содержащие в своем составе ВВ, керамику, стеклотекстолиты, ячеистые преграды с определенным составом материалов, преграды с подвижными слоями и т. п.

Для моделирования таких преград время их активного действия разбивается на два интервала: ΔT_1 и ΔT_2. Физический смысл интервала ΔT_1 — время взведения механизма активного воздействия. Интервал ΔT_2 — время активного воздействия. Каждый из этих интервалов характеризуется интенсивностью проявления активного воздействия Q_1 и Q_2, которые могут принимать значения от нуля до единицы. Значение нуль соответствует отсутствию активного воздействия, т.е. взаимодействию струи с инертной преградой в гидродинамическом приближении, а единица соответствует максимальному проявлению активного воздействия, т. е. полному уничтожению кумулятивной струи в соответствующий период времени.

С использованием такого подхода можно учесть масштабный фактор. Так, при описании действия по ЭДЗ относительно малоразмерного лабораторного заряда, характеризующегося тонкой кумулятивной струей, чувствительной даже к слабому воздействию, $Q_1 = Q_2 = 1$. При действии натурного боеприпаса по этой же ДЗ характеристики могут принимать значения $Q_1 = 0$, $Q_2 = 0{,}5$. Слои некоторых стеклотекстолитов также обладают фактором активного воздействия, для них Q_2 может принимать значения 0,1...0,2.

Математическая модель действия по элементам динамической защиты. При математическом моделировании ДЗ следует различать две модели. Одну применяют для описания функционирования ДЗ с учетом характерных конструктивных характеристик ее элементов, параметров используемого ВВ и т. п. Основная задача такой модели — поиск оптимальных характеристик ДЗ, обеспечивающих максимальную эффективность при действии различных боеприпасов. Другая модель — обобщенное описание воздействия ДЗ на конкретный боеприпас. В данном разделе рассматривается алгоритм именно такой модели. Используется предположение, основанное на экспериментальных результатах, что в течение некоторого времени ЭДЗ практически полностью лишает кумулятивную струю ее пробивной способности. При этом от момента встречи кумулятивной струи с ЭДЗ выделяют два временных интервала: ΔT_1 и ΔT_2.

Интервал ΔT_1 — время, в течение которого кумулятивная струя взаимодействует с ЭДЗ как с пассивной преградой. Физически в этом интервале происходят пробитие металлических пластин ДЗ и образование в них отверстий определенного диаметра, инициирование ВВ и разгон пластин продуктами взрыва. Продолжительность временного интервала ΔT_1 составляет несколько микросекунд, однако этого доста-

точно для того, чтобы в область ДЗ проник участок кумулятивной струи длиной 50...70 мм (лидер). Выделение этого сравнительно небольшого интервала времени существенно в связи с тем, что лидер может инициировать последующие слои ДЗ и тем самым влиять на ее общую длительность действия. При более детальном рассмотрении можно отметить, что интервал ΔT_1 зависит от угла наклона ЭДЗ к направлению движения кумулятивной струи, скорости движения пластины, диаметра сформированной в ней каверны, определяемого скоростью кумулятивной струи, толщиной и материалом пластины.

Рис. 5.67. Схема взаимодействия движущихся пластин ЭДЗ с кумулятивной струей

Интервал ΔT_2 — время, в течение которого ЭДЗ воздействует на кумулятивную струю в активной фазе. В первом приближении можно считать, что началом этого интервала является приход края сформированного в пластине отверстия к боковой поверхности кумулятивной струи (рис. 5.67).

5.4.2. Расчет взаимодействия удлиненного срабатывающегося сердечника с комбинированной броней

К настоящему времени для осуществления оптимизационных расчетов по оценке стойкости реальных структур бронезащиты при воздействии БПС со срабатывающимися сердечниками разработаны математические модели взаимодействия снарядов этого типа со сложными преградами по нормали и под углом. Расчетные модели основаны на одномерном решении задачи динамики упругопластической среды с приближением напряженно-деформированного состояния к сферической аналогии. Особенностью этих моделей является возмож-

ность расчетным путем исследовать динамические (силы и моменты сил, действующие на снаряд при проникании в преграду) и кинематические (скорости, ускорения, углы поворота снаряда в преграде) параметры взаимодействия снаряда со структурой бронезащиты в течение всего времени соударения.

В общем случае комбинированная защита бронетанковой техники представляет собой совокупность отдельных преград, расположенных с некоторыми зазорами (рис. 5.68). Это могут быть многослойные пакеты, отдельные монолитные броневые плиты (в том числе тонкие экраны), блоки ДЗ с одно- или двусторонним метанием пластин.

Характер взаимодействия удлиненного снаряда с любым элементом комбинированной защиты будет иметь свою специфику. Так, при пробитии толстой стальной броневой плиты снаряд взаимодействует с преградой даже при соударении под большим углом только своей головной частью, которая в процессе деформирования приобретает характерную «грибообразную» форму, а касания корпуса о каверну не происходит, т. е. проникание идет в режиме срабатывания. Наоборот, при взаимодействии снаряда с блоком ДЗ этап взаимодействия головной части снаряда с преградой кратковременен, а основное взаимодействие происходит за счет удара пластины ДЗ по корпусу снаряда, т. е. в виде бегущей нагрузки, что приводит к отклонению снаряда от первоначальной траектории с появлением угла атаки, изгибу корпуса снаряда и его дальнейшему разрушению.

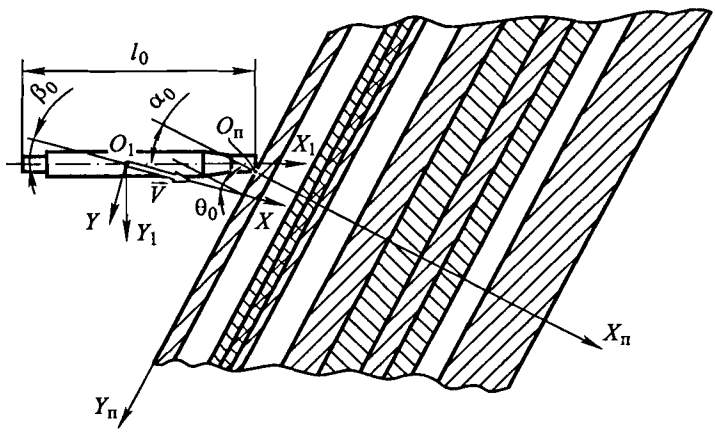


Рис. 5.68. Схема взаимодействия снаряда с комбинированной преградой

Пробитие многослойной преграды имеет сходство с пробитием монолитной брони с учетом того, что при переходе из слоя в слой материалов с различными физико-механическими характеристиками снаряд испытывает пульсирующие нагрузки, приводящие к дополнительному срабатыванию и разрушению деформированной головной части. При взаимодействии с разнесенной броней за счет разгрузки происходит разрушение головной части снаряда в зазорах между преградами.

Таким образом, универсальная математическая модель соударения БПС с комбинированной защитой должна учитывать многовариантный характер этого взаимодействия с различными ее структурными составляющими. Поскольку элементы брони боевых машин располагаются под углом к линии обстрела, математическая модель должна учитывать и влияние угла соударения.

При соударении снаряда с преградой под углом, отличным от нуля, наблюдается искажение осесимметричной картины проникания. Несимметричный выброс материала в начальной стадии соударения в сторону наименьшего сопротивления приводит к отклонению главного вектора внешних сил $\vec{F}$ от оси симметрии ударника и вызывает появление денормализующего момента $\vec{M}$, отклоняющего снаряд от нормали к преграде в сторону увеличения угла встречи. Аналогичные явления возникают при приближении снаряда к тыльной поверхности преграды, но при этом с учетом характера течения материала преграды возникающий момент $\vec{M}$ будет нормализующим — отклоняющим снаряд в сторону уменьшения угла встречи. Таким образом, траектория движения снаряда при пробитии преграды под углом представляет собой кривую, имеющую, по крайней мере, одну точку перегиба в месте, соответствующем переходу от стадии денормализации к стадии нормализации. В случае взаимодействия ударника с преградой под большими углами (свыше 75°), приводящего к его движению в лицевых слоях преграды и последующему рикошету, траектория представляет собой кривую, напоминающую полуволну синусоиды без точек перегиба.

Задача определения плоской траектории движения тела под действием некоторой нагрузки (в рассматриваемом случае обусловленной сопротивлением преграды) решается с использованием уравнений динамики плоскопараллельного движения. Таким образом, для решения задачи о пробитии броневой преграды удлиненным срабатывающимся снарядом применяется метод, основанный на интегрировании дифференциальных уравнений движения тела в плотной среде с сопротивлением.

Проникание сердечника в преграду при скорости свыше 1000 м/с сопровождается его интенсивным срабатыванием (потерей массы за счет уменьшения длины) и изменением геометрической формы, связанным с образованием под действием тормозящей нагрузки со стороны преграды «грибообразной» головной части. Последнее обстоятельство вызывает перемещение центра массы относительно корпуса снаряда к недеформированному хвостовому торцу со скоростью V_r и ускорением a_r. В связи с этим динамику движения срабатывающегося снаряда необходимо описывать с помощью уравнений механики тела переменного состава. При этом используют следующие основные допущения.

1. Вектор скорости центра массы $\vec{V}$ ударника совпадает по направлению с вектором скорости проникания $\vec{u}$ (скорость контактной границы снаряд — преграда).

2. Вследствие эффектов оплавления трение на контактной поверхности снаряд — преграда отсутствует.

3. Напряженно-деформированное состояние малого элемента преграды определяется из решения одномерной задачи о расширении сферической полости при использовании гипотезы нормальных квазинезависимых сечений.

4. Головная часть ударника представляет собой сегмент сферы в процессе формирования и полусферу после окончания формирования.

Рассмотрим взаимодействие удлиненного снаряда, имеющего начальную массу m_0, длину l_0 и диаметр d_0, с комбинированной преградой (см. рис. 5.68). В начальный момент соударения скорость центра массы ударника — $\vec{V}_0$, угол между его осью симметрии и внешней нормалью $\vec{n}_0$ к поверхности преграды — α_0. В общем случае вектор $\vec{V}_0$ может быть отклонен от оси симметрии снаряда на угол β_0 в произвольную сторону, но останется в плоскости $\{\vec{V}, \vec{n}_0\}$, а снаряд может вращаться с угловой скоростью, определяемой вектором $\vec{\omega}_0$, который направлен перпендикулярно плоскости $\{\vec{V}, \vec{n}_0\}$. Вектор скорости с нормалью к преграде составляет угол θ_0.

Для описания движения снаряда внутри преграды применим следующие системы координат [5.45, 5.46]:

– неподвижная система $O_\text{п}X_\text{п}Y_\text{п}Z_\text{п}$, жестко связанная с преградой. При этом ось $O_\text{п}X_\text{п}$ направлена по нормали к поверхности преграды, оси $O_\text{п}Y_\text{п}$ и $O_\text{п}Z_\text{п}$ ей перпендикулярны;

– подвижная центральная система координат $O_1X_1Y_1Z_1$, связанная с проникающим снарядом таким образом, что начало координат совпа-

дает с мгновенным положением центра массы снаряда в каждый момент времени проникания, ось O_1X_1 совпадает с осью симметрии ударника, оси O_1Y_1 и O_1Z_1 перпендикулярны оси O_1X_1;

– подвижная скоростная система координат O_1XYZ, связанная с проникающим снарядом таким образом, что ось O_1X ориентирована по вектору скорости $\vec{V}$, ось O_1Y ей перпендикулярна, лежит в плоскости симметрии снаряда и совпадает с нормалью к траектории, ось O_1Z совпадает с бинормалью к траектории.

Поскольку движение снаряда происходит в плоскости удара, задаваемой плоскостью $O_пX_пY_п$, влияние координат $O_пZ_п$, O_1Z_1 , O_1Z на текущие параметры процесса не учитываем. Следовательно, пространственные координаты $O_пX_пY_пZ_п$, $O_1X_1Y_1Z_1$ и O_1XYZ вырождаются в плоские координаты $O_пX_пY_п$, $O_1X_1Y_1$ и O_1XY .

Оценка скорости центра массы относительно недеформированной части корпуса снаряда приводит к выражению

$$V_r = \frac{V-u}{2},$$

где u — скорость контактной границы снаряд — преграда (скорость проникания).

В случае несовпадения вектора скорости $\vec{V}$ с осью симметрии ударника OX_1 получим

$$V_r = \frac{V-u}{2}\cos\beta .$$

Соответственно, ускорение смещения центра массы будет:

$$a_r = \frac{d}{dt}\left[\frac{(V-u)}{2}\cos\beta\right].$$

Векторное уравнение движения центра массы тела переменного состава в подвижной системе координат, начало которой совпадает с центром массы, записывается в виде [5.47, 5.48]:

$$m\vec{a}_ц = \vec{F} + m\vec{a}_r + 2m(\vec{\omega}\times\vec{V}_r), \qquad (5.22)$$

где $\vec{a}_ц$ — вектор абсолютного ускорения центра массы; $\vec{F}$ — главный вектор внешних сил.

Второе слагаемое $m\vec{a}_r$ по физическому смыслу является инерционной силой, обусловленной перемещением центра массы снаряда относительно его корпуса.

Третье слагаемое $2m(\vec{\omega}\times\vec{V}_r)$ представляет собой кориолисову силу инерции, возникающую из-за вращения тела относительно неподвижной системы координат $O_{\text{п}}X_{\text{п}}Y_{\text{п}}$ с угловой скоростью $\vec{\omega}$.

Спроектируем уравнение (5.22) на оси скоростной системы координат O_1XY.

Учитывая плоскопараллельный характер движения снаряда в преграде, ускорение $\vec{a}_{\text{ц}}$ можно представить как сумму тангенциального $\vec{a}_\tau$ и нормального $\vec{a}_n$ ускорений, направленных по скоростным осям.

Тангенциальное ускорение

$$a_\tau = \dot{V} \tag{5.23}$$

направлено по касательной к траектории.

Нормальное ускорение направлено по нормали к траектории в сторону мгновенного центра кривизны и определяется через радиус кривизны ζ как $a_n = \dfrac{V^2}{\zeta}$. Известно, что $\dfrac{1}{\zeta} = \dfrac{d\theta}{dS}$, где $d\theta$ — изменение угла наклона касательной к траектории; dS — элементарный отрезок кривой траектории. Отсюда

$$a_n = \frac{V^2}{\zeta} = V^2\left|\frac{d\theta}{dt}\frac{dt}{dS}\right| = V\dot{\theta}. \tag{5.24}$$

Проектируя инерционную силу и кориолисову силу на оси скоростной системы координат O_1XY и объединяя уравнения (5.22)–(5.24), получаем систему скалярных уравнений движения срабатывающегося снаряда в проекциях:

– на ось O_1X:

$$m\frac{dV}{dt} = F_x + \frac{m}{2}(V-u)\omega_{z_1}\sin 2\beta + \frac{m}{2}\frac{d}{dt}(V-u)\cos^2\beta; \tag{5.25}$$

– на ось O_1Y:

$$mV\frac{d\theta}{dt} = F_y + \frac{m}{2}(V-u)\omega_{z_1}\cos^2\beta + \frac{m}{4}\frac{d}{dt}(V-u)\sin 2\beta. \tag{5.26}$$

Здесь F_x и F_y — соответственно лобовая и боковая силы сопротивления.

Скалярные кинематические уравнения движения центра массы снаряда относительно неподвижной системы координат $O_{\text{п}}X_{\text{п}}Y_{\text{п}}$ запишем в виде

$$\frac{dX_{\text{п}}}{dt} = V\cos\theta; \tag{5.27}$$

$$\frac{dY_{\text{п}}}{dt} = V\sin\theta. \tag{5.28}$$

Для описания вращательного движения проникающего снаряда удобно вместо скоростной системы координат O_1XYZ использовать связанную систему координат $O_1X_1Y_1Z_1$. В проекции на ось O_1Z_1 уравнение вращательного движения записываем в виде

$$Y_{z_1}\frac{d\omega_{z_1}}{dt} = M_{z_1}, \tag{5.29}$$

где Y_{z_1} — экваториальный момент инерции снаряда; M_{z_1} — момент сил сопротивления.

Кинематическое уравнение вращательного движения имеет вид

$$\frac{d\alpha}{dt} = \omega_{z_1}. \tag{5.30}$$

Связь между углом наклона траектории θ, углом встречи α, углом атаки β устанавливается соотношением

$$\theta = \alpha + \beta. \tag{5.31}$$

Уравнение, описывающее уменьшение длины ударника в процессе проникания в преграду, записываем в виде

$$\frac{dl}{dt} = (u - V)\cos\beta, \tag{5.32}$$

где l — текущая длина ударника.

Связь между скоростью контактной границы u и скоростью центра массы V выражается соотношением, полученным на основе приближенной теории проникания длинных стержней Тейта — Алексеевского [5.49]:

$$u = V\left[\frac{1}{1+\sqrt{\frac{\rho_{\text{п}}}{\rho_{\text{с}}}}} - \frac{H_{\text{д}} - \sigma_y}{V^2\sqrt{\rho_{\text{п}}\rho_{\text{с}}}}\right], \tag{5.33}$$

где $\rho_п$, $\rho_с$ — соответственно плотности материалов преграды и снаряда; $\sigma_у$ — предел текучести материала снаряда; $H_д$ — динамическая твердость материала преграды.

Как видно из комплекса уравнений (5.25) – (5.33), описывающих процесс движения снаряда в преграде, для его решения необходимо вычислить воздействующие на ударник со стороны преграды силовые факторы F_x, F_y, M_{z_1}.

Составляющие вектора силы сопротивления $\vec{F}$ удобно вычислять в проекции на оси связанной системы координат $O_1X_1Y_1Z_1$.

При записи аналитических выражений для определения силовых факторов F_{x_1}, F_{y_1}, M_{z_1} целесообразно ввести вспомогательную сферическую систему координат $\{r_г, \theta_г, \varphi_г\}$, в точке O_2 совпадающую с геометрическим центром полусферы радиуса $R_г$, которая идеализированно описывает деформацию головной части ударника (рис. 5.69).

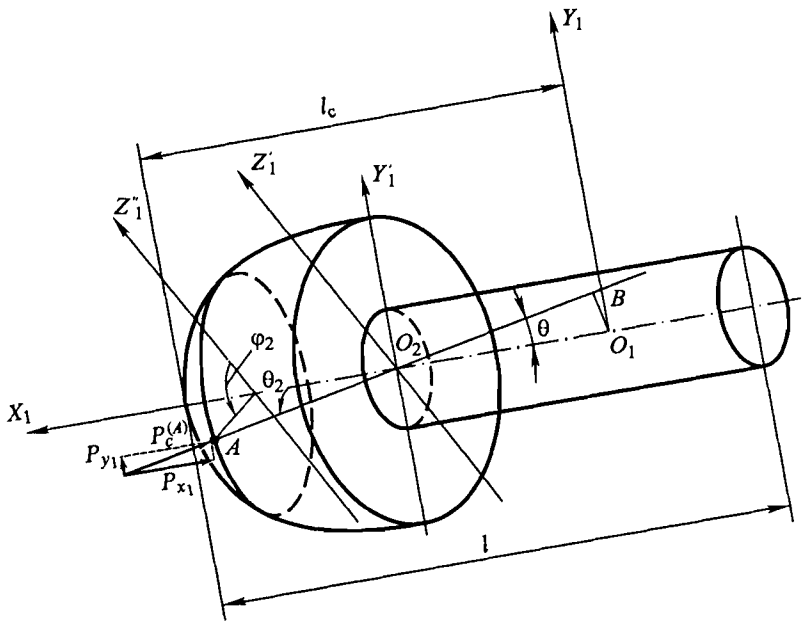


Рис. 5.69. Определение силовых факторов, действующих на ударник в процессе проникания

В произвольной точке A_i контактной поверхности снаряд — преграда, определяемой координатами $\{X_{A_1}, Y_{A_1}, Z_{A_1}\}$ в системе $O_1X_1Y_1Z_1$

или координатами $\{R_г, \theta_г^{(A)}, \varphi_г^{(A)}\}$ в системе $\{r_г, \theta_г, \varphi_г\}$, действует удельная сила $p_c^{(A)}$, в общем случае являющаяся функцией угловых координат $\theta_г$, $\varphi_г$ и совпадающая с внешней нормалью к поверхности $\vec{n}$. В дальнейшем удельную силу сопротивления преграды внедрению снаряда $p_c^{(A)}$ заменяем на p_c; $\theta_г^{(A)}$ и $\varphi_г^{(A)}$ заменяем на $\theta_г$ и $\varphi_г$.

Опуская промежуточные математические выкладки, записываем формулы определения силовых факторов по всей поверхности контакта в интервале изменения углов $0 \le \theta_г \le \pi$; $0 \le \varphi_г \le \pi$:

$$F_{x_1} = R_г^2 \int_0^{\pi}\int_0^{\pi} p_c(\theta_г, \varphi_г) \sin\theta_г \cos\theta_г d\theta_г d\varphi_г;$$

$$F_{y_1} = R_г^2 \int_0^{\pi}\int_0^{\pi} p_c(\theta_г, \varphi_г) \sin^2\theta_г \sin\varphi_г d\theta_г d\varphi_г; \qquad (5.34)$$

$$M_{z_1} = (l_c - R_г)\, F_{y_1},$$

где l_c — координата центра тяжести снаряда.

Переход от силовых факторов F_{x_1}, F_{y_1}, записанных в связанной системе координат $O_1X_1Y_1Z_1$, к силовым факторам F_x, F_y в скоростной системе координат O_1XYZ осуществляется с помощью известных из аналитической геометрии соотношений, определяющих связь между координатными системами.

Радиус деформированной головной части снаряда $R_г$ определяем по формуле, полученной Г.П. Меньшиковым из анализа баланса энергии при проникании ударника в преграду:

$$\frac{R_г}{r_0} = \sqrt{\left(\frac{\rho_c V^2 - \sigma_y}{a}\right)\left(\frac{k\eta^2\rho_c V^2 + \psi}{k\eta^2\rho_c V^2 - \psi}\right)}, \qquad (5.35)$$

где r_0 — начальный радиус снаряда; a — удельная работа вытеснения объема материала преграды; $\eta = \sqrt{\rho_п / \rho_c}$; $\psi = (1+\eta)(H_д - \sigma_y)$; k — коэффициент корреляции (k = 0,65 для стальной брони).

По результатам экспериментальных исследований принимаем форму деформированной головной части снаряда в виде сегмента сферы, определяемого двумя параметрами: углом $\psi_г$ и радиусом деформирования $R_г$.

Для определения угла полураствора $\psi_г$ воспользуемся следующей схемой (рис. 5.70). Будем считать, что при проникании с начальным углом соударения α_0 до момента вхождения плоскости симметрии ударника, определяемой осью O_1O, в преграду масса снаряда не уменьшается, а происходит его «прирабатывание», т. е. часть корпуса снаряда, ограниченная цилиндрическим «копытом» ABC (рис. 5.70, *а*), трансформируется в сегмент сферы ADC.

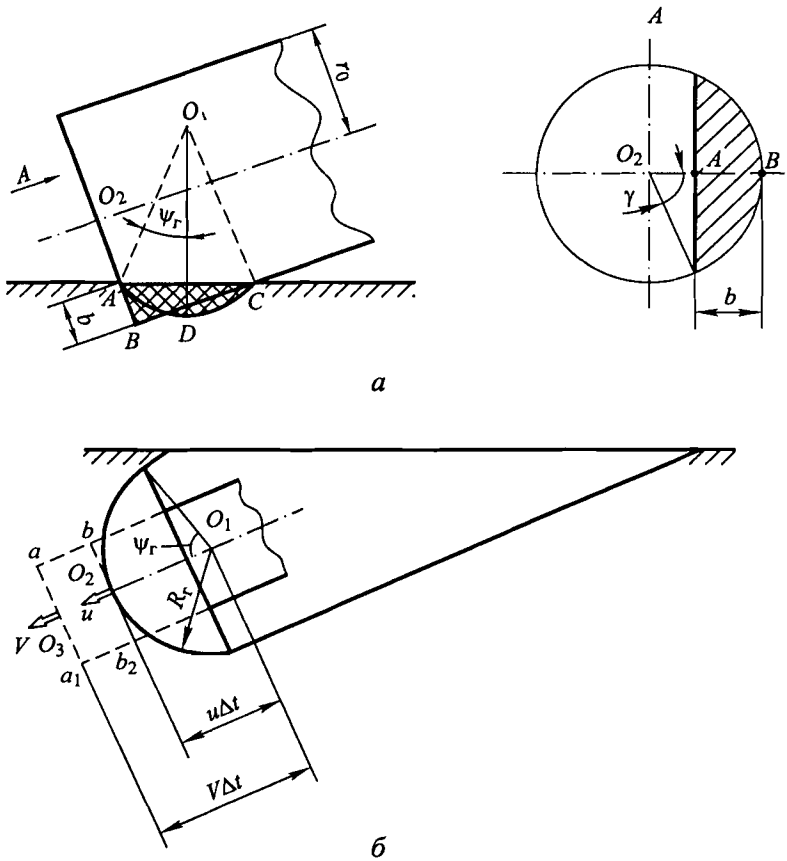


Рис. 5.70. Деформирование головной части ударника при проникании в преграду:
а — начальный этап деформирования; *б* — полное деформирование головной части ударника

Из закона сохранения массы следует равенство объемов цилиндрического копыта и сегмента ADC — $V_{ц.к} = V_{сег}$. Численным решением соотношения

$$\frac{br_0^2(\sin\gamma - 0{,}333\sin^3\gamma - \gamma\cos\gamma)}{1-\cos\gamma} = \pi R_г^2(1-\cos\psi_г)^2(2+\cos\psi_г) \quad (5.36)$$

определяем угол $\psi_г$ на первом этапе деформирования головной части. Когда размер AB достигает величины радиуса r_0, т. е. $AB = r_0$, $\psi_г = \psi_{г_0}$, начинается второй этап формирования головной части.

Введем гипотезу о симметричности сферообразной головной части независимо от угла взаимодействия α_0 и будем считать, что дальше процесс определяется интенсивным перетеканием массы корпуса в головную часть. Если бы деформирования корпуса снаряда не происходило, то первоначальный контур (на оси симметрии точка O_3, рис. 5.70, *б*) двигался бы относительно преграды со скоростью V.

Вследствие срабатывания деформированная головная часть (на оси симметрии точка O_2) движется со скоростью u. За временной интервал $\Delta t = t_i - t_{i-1}$ масса сработавшейся части, ограниченной контуром aa_1bb_1, дает приращение массы головной части $\Delta m_г(\Delta t)$. За это время угол полураствора головной части увеличивается с $\psi_{г_{i-1}}$ до $\psi_{г_i}$.

Уравнение баланса массы записываем за время Δt как

$$m_{сег}^{i} = m_{сег}^{i-1} + \Delta m_г(\Delta t), \quad (5.37)$$

где

$$m_{сег}^{i} = \rho_с\pi R_г^3(1-\cos\psi_{г_i})^2(2+\cos\psi_{г_i});$$

$$m_{сег}^{i-1} = \rho_с\pi R_г^3(1-\cos\psi_{г_{i-1}})^2(2+\cos\psi_{г_{i-1}}); \quad (5.38)$$

$$\Delta m_г(\Delta t) = \rho_с\pi r_0^2(V-u)\Delta t.$$

Подставляя (5.38) в (5.37), получаем кубическое уравнение относительно $y = \cos\psi_{г_i}$. Применяя формулы Кардано, определяем угол полураствора деформированной головной части в момент времени t_i:

$$\psi_{г_i} = \arccos(Z_1 + Z_2);\quad Z_1 = \sqrt[3]{-(q/2)+\sqrt{D}};\quad Z_2 = \sqrt[3]{-(q/2)-\sqrt{D}};$$

$$q = 2-(1-\cos\psi_{г_{i-1}})^2(2+\cos\psi_{г_{i-1}}) - 3(V-u)\Delta t r_0^2/R_г^3; \quad (5.39)$$

$$D = 1+\left[1-\frac{(1-\cos\psi_{г_{i-1}})^2(2+\cos\psi_{г_{i-1}})}{2} - \frac{3(V-u)\Delta t r_0^2}{2R_г^3}\right]^2.$$

Когда угол $\psi_г = \pi/2$, формирование головной части заканчивается, и в последующем расчете принимаем, что она остается полусферической.

Для определения удельной силы p_c воспользуемся приближенным методом, основанным на одномерном решении задачи упругопластического течения со сферической симметрией и удовлетворительно описывающим проникание ударников в преграду. Для распространения решения задачи на случай соударения с произвольным углом встречи вводим гипотезу о близости к сферической форме напряженно-деформированного состояния малого элемента преграды, ориентированного к криволинейной поверхности контакта снаряд — преграда под произвольным углом и опирающегося на свободную поверхность преграды. Очевидно, что чем меньше размеры элемента преграды (или больше число разбиений по контуру поверхности контакта), тем более строго будет выполняться допущение о сферичности напряженно-деформированного состояния каждого малого элемента преграды.

Разобьем материал преграды на кольцевые элементы системой плоскостей, проходящих через ось ударника (разбиение по углу $\varphi_г$) и системой плоскостей *XY* (разбиение по углу $\theta_г$), а также системой сферических поверхностей с центром в точке O_2 (разбиение по радиусу $r_г$).

Таким образом, для дискретизации преграды на элементы с размерами $\Delta\theta_г, \Delta\varphi_г, \Delta r_г$ используется сферическая система координат ($r_г, \theta_г, \varphi_г$). Элемент *ABCDabcd*, высекаемый в преграде плоскостями $\varphi_{г_1}$ и $\varphi_{г_2}, \theta_{г_1}$ и $\theta_{г_2}$, плоскостью поверхности преграды γ и сферической контактной поверхностью, показан на рис. 5.71. Малый элемент *ABCDabcd* заменяем на малый элемент сферической оболочки с центром в точке O_2.

Изучим напряженно-деформированное состояние элемента *ABCDabcd* многослойной преграды, состоящей из *NS* слоев.

Верхняя грань элемента *ABCDabcd*, образуемая поверхностью контакта снаряд — преграда, находится в слое *S*, граница, разделяющая пластически деформированную и находящуюся в упругом состоянии зоны и определяемая радиусом $r_{пл}$, расположена в слое *BS*.

Компоненты тензоров напряжения и деформаций в силу одномерности процесса при сферической симметрии находим из следующих соотношений:

$$\sigma_r = \sigma_r;\ \sigma_\theta = \sigma_\varphi;\ \tau_{\theta\varphi} = \tau_{\varphi r} = \tau_{r\theta} = 0;$$

$$\varepsilon_r = \varepsilon_r;\ \varepsilon_\theta = \varepsilon_\varphi;\ \gamma_{\theta\varphi} = \gamma_{\varphi r} = \gamma_{r\theta} = 0.$$

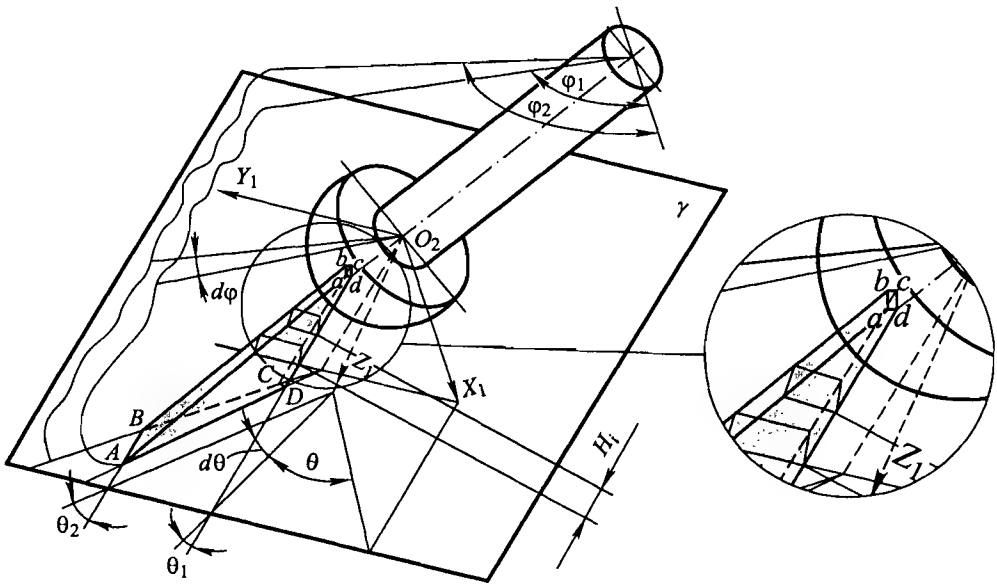


Рис. 5.71. Разбиение преграды на элементы *ABCDabcd*

Напряжения σ_r, σ_θ и деформации ε_r, ε_θ являются функциями только одной координаты $r = r_\Gamma$. Компонента радиального перемещения — W_r. Скорость радиального перемещения $U_r \equiv U$.

Движение сплошной упругопластической среды в малом сферическом элементе *ABCDabcd* описывается в сферической системе координат [5.3]:

– уравнением движения

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{2}{r}(\sigma_r - \sigma_\theta) = \rho_\text{п}\left(\frac{\partial U}{\partial t} + U\frac{\partial U}{\partial r}\right); \qquad (5.40)$$

– уравнением неразрывности, определяющим закон сохранения массы,

$$\frac{\partial U}{\partial r} + 2\frac{U}{r} = 0. \qquad (5.41)$$

Физические соотношения, характеризующие поведение материала при нагружении, выглядят следующим образом [5.50]:

– в упругой области при $r < r_\text{пл}$ ($r_\text{пл}$ — радиус зоны пластической деформации) используется закон Гука в дифференциальной форме

$$\dot{\sigma}_r - \dot{\sigma}_\theta = \frac{E}{1+\nu}(\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\theta), \qquad (5.42)$$

где E — модуль Юнга; ν — коэффициент Пуассона (для несжимаемого тела $\nu = 0{,}5$);

– в пластической области при $r > r_{пл}$ используется условие пластического состояния Сен-Венана — Треска

$$\sigma_\theta - \sigma_r = \sigma_т . \tag{5.43}$$

Граничными условиями сформулированной краевой задачи являются:

1) на поверхности контакта при $r = R_г$ массовая скорость частицы преграды U равна скорости проникания ударника в преграду u, т. е.

$$U\big|_{r=R_г} = u ; \tag{5.44}$$

2) на свободной поверхности преграды, т. е. на грани элемента $ABCDabcd$,

$$\sigma_r = 0. \tag{5.45}$$

Интегрирование уравнения неразрывности (5.41) дает распределение массовых скоростей частиц материала преграды по координате r в виде

$$U = u\left(\frac{R_г}{r}\right)^2 . \tag{5.46}$$

Вычисляя производные $\frac{\partial U}{\partial r}, \frac{\partial U}{\partial t}$ и подставляя их в уравнение движения (5.40), получаем

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} = -\frac{2}{r}(\sigma_r - \sigma_\theta) + \rho_п\left[\left(\frac{R_г}{r}\right)^2 \dot{u} + \frac{2R_г u^2}{r^2} - \frac{2R_г u^2}{r^5}\right]. \tag{5.47}$$

Интегрированием выражения (5.47) по координате r находим радиальное напряжения σ_r, возникающее в нагруженном элементе $ABCDabcd$ в любой точке. Значение σ_r на контактной поверхности снаряд — преграда, т. е. при $r = R_г$, взятое с обратным знаком, определяет удельную силу $p_с$, действующую на проникающий ударник в i-й точке деформированной головной части, т. е.

$$p_с = -\sigma_{r\big|_{r=R_г}} . \tag{5.48}$$

В диссертации И.В. Соколова приведены решения уравнения (5.47) для случаев нагружения однослойной и многослойной преград.

Так, для однослойной преграды

$$p_c = 2\sigma_т \ln\frac{r_{пл}}{R_г} - \frac{2}{3}\sigma_т r_{пл}\left(\frac{1}{b^3} - \frac{1}{r_{пл}^3}\right) + \\ + \rho_п\left[(R_г\dot{u} + 2R_г u^2)\left(\frac{1}{R_г} - \frac{1}{b}\right) + \frac{R_г^4 u^2}{2}\left(\frac{1}{b^4} - \frac{1}{R_г^4}\right)\right], \quad (5.49)$$

где $r_{пл} = R_г\sqrt{\frac{2}{3}\frac{E}{\sigma_т}}$; b — толщина элемента $ABCDabcd$ (математические формулы для определения b будут даны ниже).

В том случае, если область пластических деформаций полностью охватила весь объем элемента $ABCDabcd$, т. е. если $r_{пл} > b$, принимаем, что $r_{пл} = b$. Тогда выражение (5.49) преобразуется следующим образом:

$$p_c = 2\sigma_т \ln\frac{b}{R_г} + \rho_п\left[(R_г\dot{u} + 2R_г u^2)\left(\frac{1}{R_г} - \frac{1}{b}\right) + \frac{R_г^4 u^2}{2}\left(\frac{1}{b^4} - \frac{1}{R_г^4}\right)\right]. \quad (5.50)$$

Отметим, что формула (5.50) имеет место и при использовании модели жесткопластического тела, т. е. такого поведения материала, когда отсутствует участок упругого деформирования.

Если рассматривать проникание снаряда в полубесконечную преграду, то при выполнении очевидного условия $b \to \infty$ можно получить следующую формулу:

$$p_c = \frac{2}{3}\sigma_т\left(1 + 3\ln\frac{r_{пл}}{R_г}\right) + \rho_п\left(R_г\dot{u} + \frac{3}{2}u^2\right). \quad (5.51)$$

Анализ соотношений (5.49), (5.50) показывает зависимость величины p_c, вычисляемой в некоторой i-й точке контактной поверхности, не только от таких физико-механических характеристик материала преграды, как плотность $\rho_п$, модуль Юнга E, предел текучести $\sigma_т$, но и от характерного размера b элемента $ABCDabcd$. Для определения приведенной толщины b воспользуемся схемой, изображенной на рис. 5.72.

Как видно на рисунке, возможны три варианта ориентации малого элемента преграды $ABCDabcd$ относительно снаряда и преграды.

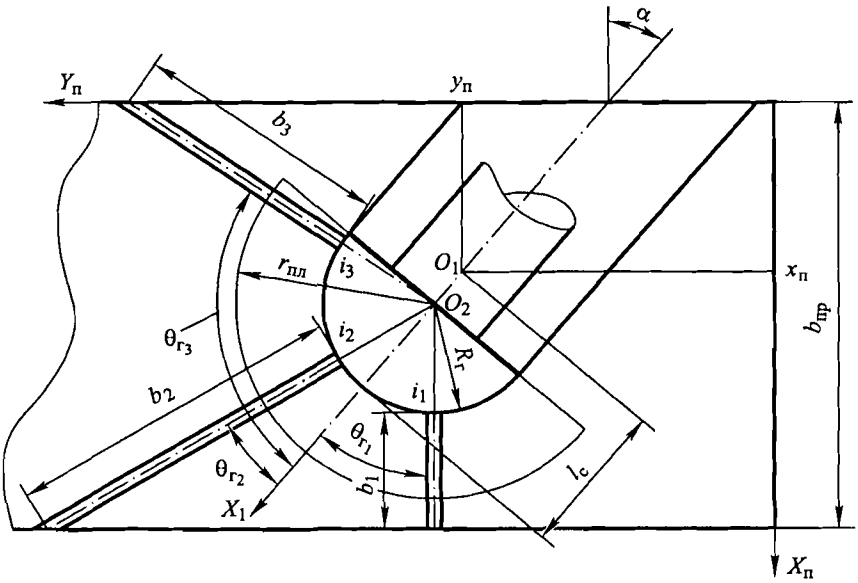


Рис. 5.72. Определение толщины b (b_1, b_2, b_3,) элемента преграды

1. Для элемента *ABCDabcd*, расположенного на участке сферической поверхности деформированной головной части снаряда ниже плоскости симметрии Z_1X_1 и опирающегося на тыльную поверхность преграды,

$$b_1 = \frac{b_{пр} - x_п - (l_c - R_г)\cos\alpha}{\cos\theta_г \cos\alpha + \sin\theta_г \sin\varphi_г \sin\alpha} - R_г, \qquad (5.52)$$

где $b_{пр}$ — толщина преграды по нормали; $x_п$ — положение центра тяжести ударника относительно лицевой поверхности преграды.

2. Для элемента *ABCDabcd*, расположенного на участке сферической поверхности деформированной головной части снаряда выше плоскости симметрии Z_1X_1 и опирающегося на тыльную поверхность преграды,

$$b_2 = \frac{b_{пр} - x_п - (l_c - R_г)\cos\alpha}{\cos\theta_г \cos\alpha - \sin\theta_г \sin\varphi_г \sin\alpha} - R_г. \qquad (5.53)$$

3. Для элемента *ABCDabcd*, расположенного на участке сферической поверхности деформированной головной части снаряда выше плоскости симметрии Z_1X_1 и опирающего на лицевую поверхность преграды,

$$b_3 = \frac{-x_п - (l_c - R_г)\cos\alpha}{\cos\theta_г \cos\alpha + \sin\theta_г \sin\varphi_г \sin\alpha} - R_г. \qquad (5.54)$$

Соотношения (5.52)–(5.54) показывают, что толщина b элемента $ABCDabcd$, влияющая на величину удельной силы p_c, зависит от ориентации снаряда в преграде, определяемой координатой центра массы ударника $x_п$ (вычисляется из решения уравнения (5.27)), и углом поворота снаряда в преграде α между осью $O_пX_п$ и осью симметрии (вычисляется из решения уравнения (5.30)). Толщина b зависит также от толщины преграды $b_{пр}$ и углов сферической системы координат $\theta_г$, $\varphi_г$.

Величина удельной силы p_c вычисляется в точках контактной поверхности снаряд — преграда, ориентированных относительно неподвижной системы координат $O_пX_пY_пZ_п$, с помощью углов $\theta_г$, $\varphi_г$, а также угла α в каждый момент времени процесса пробивания преграды. Используя соотношения (5.34), интегрированием по контактной поверхности находим проекции вектора силы торможения ударника (F_{x_1}, F_{y_1}) на координатные оси O_1X_1 и O_1Y_1, зависящие от заглубления в преграду и удаленности от ее лицевой и тыльной поверхностей. В случае соударения под углом несимметричный характер нагружения снаряда позволяет оценивать его отклонения при движении в лицевых и тыльных слоях преграды.

В случае проникания снаряда в многослойную преграду, состоящую из NS слоев из материалов с различными физико-механическими свойствами, задаваемыми массивами плотностей $\rho_п[1...NS]$, пределов текучести $\sigma_т[1...NS]$, модулей Юнга $E[1...NS]$, соотношение для удельной силы p_c приобретает более сложный вид:

$$p_c = 2\sigma_т[S]\ln\frac{b_п[S]}{R_г} + \sum_{i=S+1}^{i=BS-1} 2\sigma_т[i]\ln\frac{b_п[i]}{b_п[i-1]} + 2\sigma_т[BS]\ln\frac{r_{пл}}{b_п[BS-1]} -$$

$$-\frac{2}{3}\sigma_т[BS]r_{пл}^3\left(\frac{1}{b_п^3[BS]} - \frac{1}{r_{пл}^3}\right) - \sum_{i=BS+1}^{i=NS}\frac{4}{9}E[i]R_г^3\left(\frac{1}{b_п^3[i]} - \frac{1}{b_п^3[i-1]}\right) +$$

$$+\rho_п[S]\left[(R_г^2\dot{u} + 2R_г u^2)\left(\frac{1}{R_г} - \frac{1}{b_п[S]}\right) + \frac{R_г^4 u^2}{2}\left(\frac{1}{b_п^4[S]} - \frac{1}{R_г^4}\right)\right] +$$

$$+\sum_{i=S+1}^{i=NS}\rho_п[i]\left[(R_г^2\dot{u} + 2R_г u^2)\left(\frac{1}{b_п[i-1]} - \frac{1}{b_п[i]}\right) + \frac{R_г^4 u^2}{2}\left(\frac{1}{b_п^4[i]} - \frac{1}{b_п^4[i-1]}\right)\right], \quad (5.55)$$

где $b_п[i]$ — толщина i-го слоя многослойного элемента $ABCDabcd$; S — номер слоя, в котором находится точка A, где определяется p_c; BS — номер слоя, где находится граница зоны пластической деформации.

Некоторые материалы, например стеклотекстолиты, имеют отчетливо выраженную анизотропию физико-механических свойств во взаимно перпендикулярных направлениях, определяемую, в общем случае, различными значениями механических характеристик материала, например, пределов текучести (или прочности) — $\sigma_т^x$, $\sigma_т^y$, $\sigma_т^z$.

В простейшем случае при анизотропии в двух взаимно перпендикулярных направлениях $O_пX_п$, $O_пY_п$ анизотропия задается различными значениями предела текучести $\sigma_т^x$, $\sigma_т^y$. В диссертации И.В. Соколова выведена формула, позволяющая находить распределение предела текучести $\sigma_т^A$ на элементарной площадке A, ориентированной под углом $\eta = \theta_г + \alpha$ по отношению к неподвижным координатам $O_пX_п$, $O_пY_п$, связанным с преградой:

$$\sigma_т^A = [(\sigma_т^x)^{-2}\cos^2\eta + (\sigma_т^y)^{-2}\sin^2\eta]^{-1/2}. \qquad (5.56)$$

Известно, что стеклотекстолиты обладают характерной упрочняющей зависимостью сопротивления внедрению от скорости удара. Поэтому $\sigma_т^x$, $\sigma_т^y$ можно представить линейной функцией от скорости взаимодействия:

$$\begin{aligned} \sigma_т^x &= \sigma_{т0}^x + aV; \\ \sigma_т^y &= \sigma_{т0}^x + bV, \end{aligned} \qquad (5.57)$$

где $a = 0{,}279 \cdot 10^6$; $b = 0{,}011 \cdot 10^6$ — коэффициенты корреляции.

Итак, мы рассмотрели основы разработки приближенной математической модели соударения удлиненного снаряда с пассивными монолитными и слоистыми бронепреградами. Остановимся теперь на методических аспектах построения простой теории взаимодействия БПС с системой активного противодействия проникания снаряда в преграду на примере взаимодействия с блоком ДЗ, состоящим из метаемых пластин и ЭДЗ.

При воздействии движущейся пластины блока ДЗ на корпус БПС последний деформируется, приобретает угол атаки β и угловую скорость $\omega = \dot{\beta}$ или, при достаточно интенсивной нагрузке, разрушается. Все это приводит к существенному снижению бронепробивного действия БПС по основной броневой структуре и повышению стойкости защиты в целом. Вопросы исследования функционирования противоснарядной ДЗ изложены в гл. 6, а в этом разделе гл. 5 рассмотрим элементарную модель взаимодействия удлиненного снаря-

да с блоком ДЗ (первое приближение), обращая внимание на описание динамики нагружения снаряда пластиной блока ДЗ.

При условии, что толщина пластины блока ДЗ намного меньше толщины основной бронезащиты, можно не учитывать изменение линейной скорости V_0 и длины корпуса БПС l_0. Если это условие не выполняется, необходимо модель взаимодействия БПС с блоком ДЗ дополнять моделью пробития толстой монолитной плиты снарядом, описанной выше (т.е. считать пластину блока ДЗ толстой бронепреградой), что должно приводить к существенному усложнению алгоритма взаимодействия БПС с комбинированной бронезащитой.

Согласно математической модели взаимодействия снаряда с ДЗ, предложенной Г.П. Меньшиковым, краткое изложение которой дается ниже, вводятся следующие допущения:

– кривизна траектории БПС после воздействия пластины блока ДЗ не меняется;

– длина и скорость остаются постоянными;

– корпус БПС не искривляется;

– пластина блока ДЗ при метании остается параллельной исходному положению;

– вращение корпуса БПС происходит в плоскости стрельбы.

Расчетная схема приведена на рис. 5.73.

После инициирования ВВ в ЭДЗ передняя обкладка, отдавая часть энергии пластине, ускоряет его. Скорость пластины (экрана) $V_{пл}$ определяется по схеме Гарни — Покровского. После схлопывания зазора $(D - d)/2$ между корпусом БПС диаметром d и стенкой отверстия в пластине диаметром D на корпус БПС действует сначала ударная нагрузка (начальное давление в ударной волне) интенсивностью $p_н$ и максимальным значением $F_{уд}$, затем — скользящая постоянная нагрузка F_0. Координата приложения нагрузки — Z, ее начальное значение — Z_0; $V_{ск}$ — скорость перемещения (скольжения) нагрузки по корпусу снаряда.

Интенсивность ударной нагрузки $p_н$ на порядок выше интенсивности скользящей нагрузки. Таким образом, делается вывод, что разрушения корпуса снаряда следует ожидать в месте удара пластины по его боковой поверхности на расстоянии Z_0 от вершины головной части. Координата Z_0 определяется так:

$$Z_0 = V_0\left[t_{зад} + \frac{X_{ц.т}}{W} + \frac{D-d}{2V_{пл}}\frac{V_{ск}^2}{\sin\alpha}\right], \qquad (5.58)$$

где $t_{зад}$ — время задержки детонации; $X_{ц.т}$ — расстояние от центра тяжести ближайшей обкладки ЭДЗ до экрана; W — скорость метания обкладки ЭДЗ, определяемая по схеме Гарни — Покровского; α — угол подхода снаряда к блоку ДЗ.

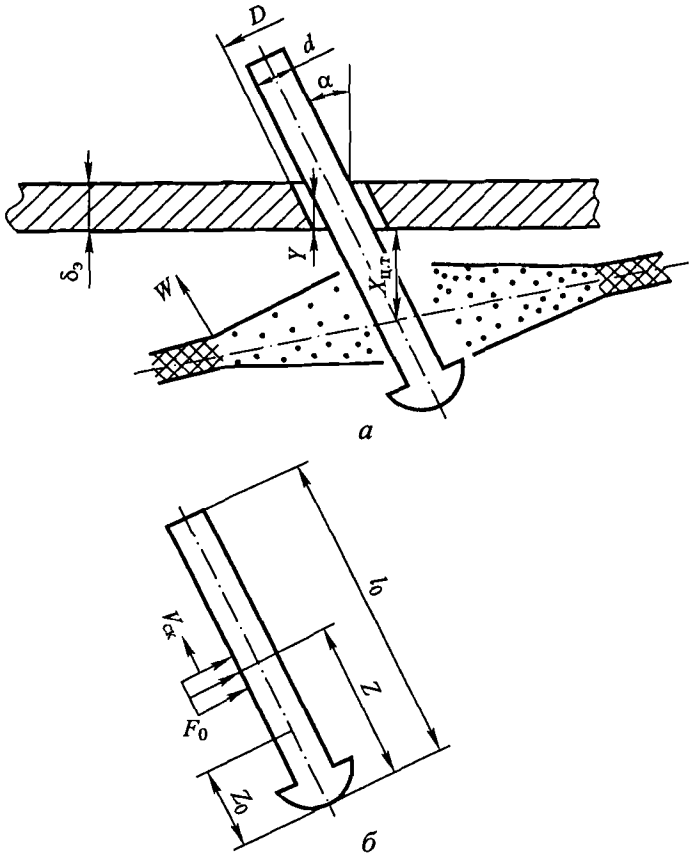


Рис. 5.73. Геометрическая схема воздействия пластины блока ДЗ на корпус снаряда:
а — взаимное положение корпуса снаряда, метаемой пластины и ЭДЗ блока ДЗ; *б* — схема нагружения корпуса снаряда импульсом бегущей нагрузки

Ударная нагрузка

$$F_{уд} = d\delta_э\, p_н/\cos\alpha, \qquad (5.59)$$

где $p_н$ — начальное давление в ударной волне, формируемой при ударе экрана по боковой поверхности корпуса снаряда, определяемое по

элементарной теории вычисления начальных параметров [5.3] при соударении,

$$p_{\text{н}} = \rho_{\text{с}} u_{\text{н}} (C'_{0\text{с}} + \lambda'_{\text{с}} u_{\text{н}});$$

$$p_{\text{н}} = \rho_{\text{пл}} (V_{\text{пл}} \sin\alpha - u_{\text{н}}) [C'_{0\text{пл}} + \lambda'_{\text{пл}} (V_{\text{пл}} \sin\alpha - u_{\text{н}})];$$

$C'_{0\text{с}}$, $\lambda'_{\text{с}}$, $C'_{0\text{пл}}$, $\lambda'_{\text{пл}}$ — коэффициенты ударных адиабат материалов снаряда и экрана соответственно.

Скользящая нагрузка определяется по формуле

$$F_z^{\text{ск}} = \frac{d\delta_{\text{пл}} \left(\sigma_{\text{в.пл}} + \frac{2}{3} \rho_{\text{э}} V_{\text{пл}}^2 \sin^2 \alpha \right)}{\cos\alpha}, \qquad (5.60)$$

$\sigma_{\text{в.пл}}$ — предел прочности материала пластины.

Скорость ее перемещения вдоль корпуса БПС

$$V_{\text{ск}} = V_0 + V_{\text{пл}} / \cos\alpha. \qquad (5.61)$$

Значение координаты приложения силы $Z = Z_0 + tV_{\text{ск}}$.

В случае, когда рассматривается взаимодействие снаряда с блоком ДЗ с двусторонним метанием пластин, возможен вариант, когда тыльная пластина ДЗ догоняется БПС и взаимодействует с его головной частью в режиме квазистационарного пробивания преграды, а передняя пластина взаимодействует с цилиндрической поверхностью снаряда. В этом случае нагрузки, действующие на головную часть БПС, вычисляют по формуле (5.49), а нагрузки на цилиндрическую часть — по формуле (5.60).

Очевидно, что в данном случае динамика нагружения и вращения БПС усложняется. Когда снаряд пробивает тыльную пластину, происходит нагружение его цилиндрической поверхности двумя пластинами. Действующие нагрузки при этом определяют по формуле (5.60).

Соотношения (5.22) – (5.61) составляют основу математической модели взаимодействия удлиненного снаряда с комбинированной защитой, включающей в качестве структурных компонентов монолитные и многослойные бронепреграды, блоки ДЗ.

Дифференциальные уравнения (5.25) – (5.32), описывающие процесс движения снаряда внутри преграды, решают с помощью стандартных процедур типа Рунге — Кутты, кратные интегралы вида (5.34), определяющие нагрузку, действующую на снаряд со стороны преграды, вычисляют с применением кубатурных формул.

Начальные условия решения системы дифференциальных уравнений движения (5.25) – (5.32) должны записываться так:

$$\text{при} \quad t = t_0 = 0;\ V = V_0;\ \alpha = \alpha_0;\ \beta = \beta_0;$$
$$\omega_z = \omega_{z_0};\ l = l_0;\ x = x_{n_0};\ y_n = y_{n_0}.$$

На основе предложенной математической модели разработана компьютерная программа, которая используется для решения задач высокоскоростного соударения удлиненных снарядов с монолитными и многослойными бронепреградами.

Как показано в работах по экспериментальному изучению характера взаимодействия снаряда с преградами, например в книге Г.И. Крюкова, В.И. Ермакова, И.С. Максимова и других авторов, основными параметрами, влияющими на поражающее действие удлиненного срабатывающегося снаряда по монолитным и комбинированным преградам, являются его длина и диаметр. Управление этими параметрами позволяет выбрать рациональную конструкцию снаряда, предназначенного для поражения заданных преград, или решать обратную задачу выбора рациональной структуры броневой защиты от БПС.

Для оценки степени адекватности разработанной математической модели пробития преград и имеющихся экспериментальных результатов, а также выработки механической интерпретации явления соударения под углом проведены расчеты ряда тестовых задач.

При условии постоянства массы снаряда m_0 влияние удлинения $\lambda = l_0 / d_0$ на процесс пробития монолитной брони исследовалось расчетным путем при сравнении действия двух вариантов цилиндрических удлиненных поражающих элементов (УПЭ) из вольфрамового сплава (предел текучести σ_y = 1,3 ГПа, плотность $\rho_c = 17 \cdot 10^3$ кгм$^{-3}$), по бронеплите толщиной $b_{пр}$ = 0,05 м из стали (твердость НВ 3,0–3,2, предел текучести $\sigma_т$ = 0,87…0,93 ГПа) при угле соударения α = 60°. Габаритные размеры УПЭ: l_0 = 94,5 мм, d_0 = 7,9 мм ($\lambda \approx 12$) и l_0 = 180 мм, d_0 = = 5,7 мм ($\lambda \approx 32$). Масса УПЭ с учетом стабилизирующей юбки была примерно одинакова и составляла $m_0 \approx 0{,}08$ кг. На некоторых преградах $V_{ПСП}$ была определена экспериментально. Результаты расчетов скорости предела сквозного пробития $V_{ПСП}$ в сравнении с фактическими данными представлены на рис. 5.74.

Из сравнения расчетных и опытных данных следует, что согласие получается в области меньших значений удлинений λ УПЭ, а в области бóльших удлинений наблюдается некоторое их расхождение. Послед-

нее можно было бы объяснить некоторой потерей устойчивости или изгибом УПЭ в процессе проникания, однако рентгенограмма процесса внедрения стержня, соответствующая $t_3 = 60$ мкс, указывает на пренебрежимо малое изменение формы стержня большого удлинения (рис. 5.75). Причины станут ясны из рассмотрения результатов исследований, изложенных ниже.

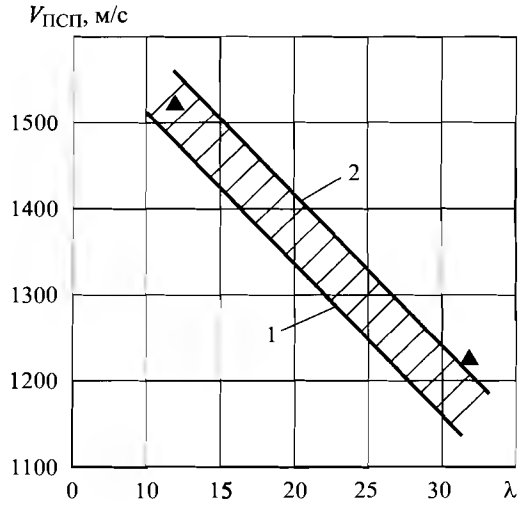


Рис. 5.74. Сопоставление расчетных (*1* — $\sigma_т = 0{,}87$ ГПа; *2* $\sigma_т = 0{,}93$ ГПа) и экспериментальных (▲) значений $V_{ПСП}$

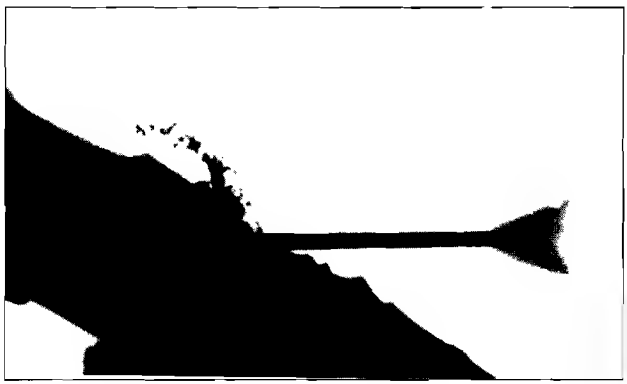


Рис. 5.75. Рентгеновский снимок внедрения стержня большого удлинения

Расчеты текущих и интегральных характеристик процессов пробития проводились для скоростей удара $V_0 \approx V_{\text{ПСП}}$ (рис. 5.76). Твердость преграды принималась средней в диапазоне значений.

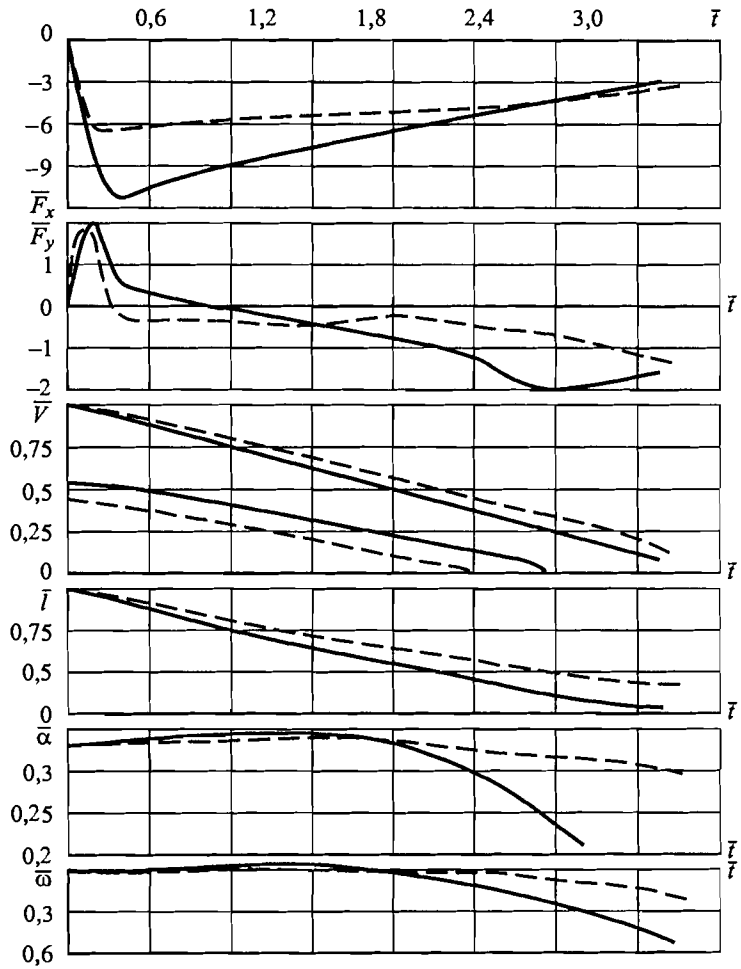


Рис. 5.76. Расчетное изменение во времени текущих характеристик внедрения УПЭ в монолитную стальную преграду под углом $\alpha_0 = 60°$ (——— — $\lambda = 12$; - - - - — $\lambda = 32$)

На рисунке в безразмерной форме представлены зависимости изменения силовых факторов $\bar{F}_{x_1} = F_{x_1}\sigma_y^{-1}\pi^{-1}r_0^{-2}$, $\bar{F}_{y_1} = F_{y_1}\sigma_y^{-1}\pi^{-1}r_0^{-2}$, линейной скорости центра масс $\bar{V} = VV_0^{-1}$, угловой скорости вращения во-

круг центра масс $\bar{\omega}_{z_1} = \omega_{z_1} b_{\text{пр}} V_0^{-1}$, угла поворота снаряда $\bar{\alpha} = \alpha\pi^{-1}$, текущей длины УПЭ $\bar{l} = l\, l_0^{-1}$ как функций от времени $\bar{t} = V_0 t b_{\text{пр}}^{-1}$.

Анализ результатов расчетов указывает на существование двух характерных фаз движения снаряда в преграде при соударении под большим углом встречи, а именно денормализации при движении в лицевых слоях и нормализации при выходе пластической зоны на тыльную поверхность преграды. Фаза денормализации составляет 6...25 % длительности всего процесса. При этом для короткого УПЭ денормализация протекает более длительно, что объясняется существенно большей относительной толщиной преграды, определяемой параметрами $b_{\text{пр}} / l_0$ (для стержня с удлинением $\lambda = 32$ $b_{\text{пр}} / l_0 = 0{,}278$, для стержня с $\lambda = 12$ $b_{\text{пр}} / l_0 = 0{,}529$). Короткий УПЭ пробивает преграду за время, в 1,7 раза меньшее, чем длинный, что связано с большей на 320 м/с скоростью предельного пробития. Однако при переходе к безразмерному времени $\bar{t}$ длительность процессов примерно одинакова.

Сила лобового сопротивления проникающию $\bar{F}_x$ характеризуется наличием отчетливо выделяемого максимума, возникающего после внедрения головной части поражающего элемента в лицевые слои преграды на глубину $\bar{h} \approx (1{,}5...1{,}7)\, d_0$. Соотношение максимальных значений $\bar{F}_x$ для короткого и длинного УПЭ составляет порядка 1,7, что свидетельствует о существенно большем сопротивлении и более быстром уменьшении скорости центра масс $\bar{V}$, а также более значительном уровне срабатывания, приводящем к повышению на 25... ...45 % абсолютных значений массы длинного УПЭ в процессе проникания. Высокое бронебойное действие длинного УПЭ объясняется существенно более низким значением безразмерного лобового сопротивления $\bar{F}_x$.

Боковая сила сопротивления проникающию короткого и длинного поражающих элементов $\bar{F}_y$ у обоих снарядов имеет знакопеременный характер, при этом можно выделить две характерные фазы. В фазе денормализации максимум $\bar{F}_y$ у короткого снаряда на 16 % выше, длительность денормализующей фазы $\bar{t}_{\text{дн}}$ примерно в 4 раза превышает аналогичный период у длинного снаряда, что приводит к значительному увеличению текущего угла поворота и угловой скорости вращения.

Максимальная денормализация $\Delta\alpha_{дн} = \alpha - \alpha_0$ у короткого УПЭ составляет примерно 2,04°, а у длинного — 1,15°, что приводит к увеличению максимальных значений угловой скорости вращения $\overline{\omega}_{z_1}$ почти в 2,5 раза.

В фазе нормализации максимумы $\overline{F}_y$ у обоих снарядов примерно равны, но у короткого ударника на большем временном интервале $\overline{F}_y$ выше примерно в 2,7...3,0 раза. Такое превосходство в амплитуде $\overline{F}_y$ у короткого ударника в сравнении с длинным приводит к более выраженному повороту снаряда в сторону нормали к преграде (максимальные значения $\overline{\alpha}_н$ = 23° и $\overline{\alpha}_н$ = 7°соответственно) и резкому возрастанию $\overline{\omega}_{z_1}$. Амплитуда $\overline{\omega}_{z_1}$ у короткого снаряда выше, чем у длинного, в 3,0 – 3,3 раза.

Уровень угловых скоростей для обоих снарядов в фазе нормализации выше в 16–20 раз, чем при денормализации. Резкое изменение угла поворота УПЭ в преграде наблюдается в последней четверти временного интервала взаимодействия или, примерно, на последних 15...20 % от общего пути снаряда в преграде, что происходит из-за снижения инерционности снаряда при уменьшении его длины и из-за сильной разгрузки с тыльной стороны преграды при приближении к ней ударника.

Влияние удлинения при действии срабатывающихся снарядов по многослойным преградам оценивалось расчетным путем. Преграды (пакеты) состояли из чередующихся слоев стали и стеклотекстолита (всего семь слоев). Они устанавливались под углами α_0 = 30° (пакет 1) и α_0 = 60° (пакет 2). Поражающие элементы — снаряды из высокоплотного материала с удлинением λ = 10 (УПЭ-1) и λ = 12 (УПЭ-2). Особенностью пакетов 1 и 2 является то, что они имеют одинаковый массовый эквивалент и протяженность по ходу действия снаряда, что позволяет изучить физический механизм влияния начального угла встречи α_0 на процесс пробития многослойной преграды. Снаряды УПЭ-1 и УПЭ-2 имели одинаковую массу m_0 и различались своей длиной l_0 и диаметром d_0.

Результаты расчетов $V_{ПСП}$ и ее отдельные значения, полученные экспериментально, представлены на рис. 5.77. В связи с существующим разбросом по допускам на толщину плит и на их твердость рас-

четы проводились для диапазона изменения прочностных параметров плит (НВ 2,7 – 3,0; $\sigma_т \approx 0{,}85 \ldots 0{,}95$ ГПа), поэтому на рисунке представлена область значений $V_{ПСП}$. Имеющийся разброс экспериментальных данных можно объяснить тем, что снаряды с разным удлинением испытывались не на одних и тех же пакетах.

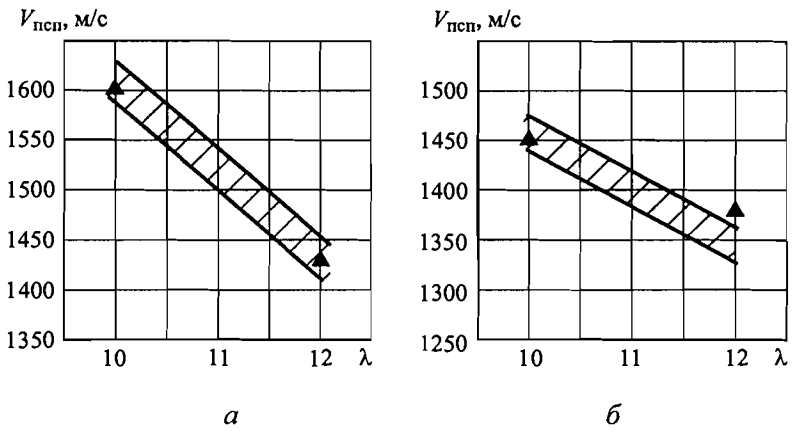


Рис. 5.77. Сопоставление расчетных и экспериментальных значений $V_{ПСП}$ при пробитии многослойных преград снарядами с удлинением λ = 10 (УПЭ-1) и λ = 12 (УПЭ-2): *а* — пакет 1 с углом наклона $\alpha_0 = 30°$; *б* — пакет 2 с углом наклона $\alpha_0 = 60°$; ▲ — эксперимент; ——— — расчет

Результаты расчетов динамики процесса пробития приведены на рис. 5.78 и 5.79. Ударная скорость $V_0 \approx V_{ПСП}$. Твердость броневых листов в пакетах принимали средней в указанном диапазоне. Следует отметить, что $\overline{F}_x$ имеет пульсирующий характер, а $\overline{F}_y$, $\overline{\omega}_{z_1}$, $\overline{\alpha}$ являются, кроме того, знакопеременными величинами. Такое изменение текущих характеристик проникания связано со ступенчатым изменением физико-механических свойств материалов слоев в пакете. Знакопеременный характер $\overline{F}_y$ указывает на локальную денормализацию и нормализацию снарядов на каждом отдельном стальном слое, что приводит к аналогичному изменению $\overline{\omega}_{z_1}$ и $\overline{\alpha}$. Амплитуды $\overline{F}_x$ и $\overline{F}_y$ затухают на тыльных слоях пакета. Это связано с уменьшением скорости проникания и действием разгрузки с тыльной стороны пакета.

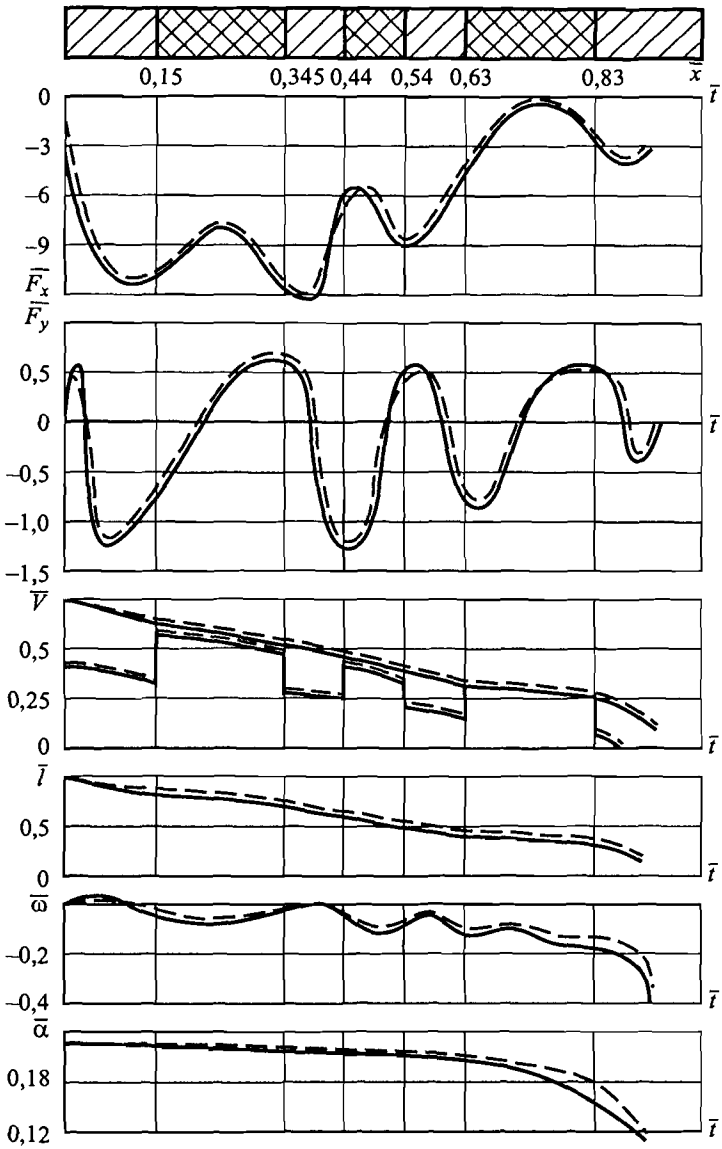


Рис. 5.78. Расчетное изменение во времени текущих характеристик пробития пакета с углом наклона $\alpha_0 = 30°$ снарядами различного удлинения:
——— — снарядами с $\lambda = 10$ (УПЭ-1); – – – — снарядами с $\lambda = 12$ (УПЭ-2); $\bar{x} = b_i / b_{пр}$, где b_i — толщина i-го слоя преграды; $b_{пр}$ — общая толщина преграды

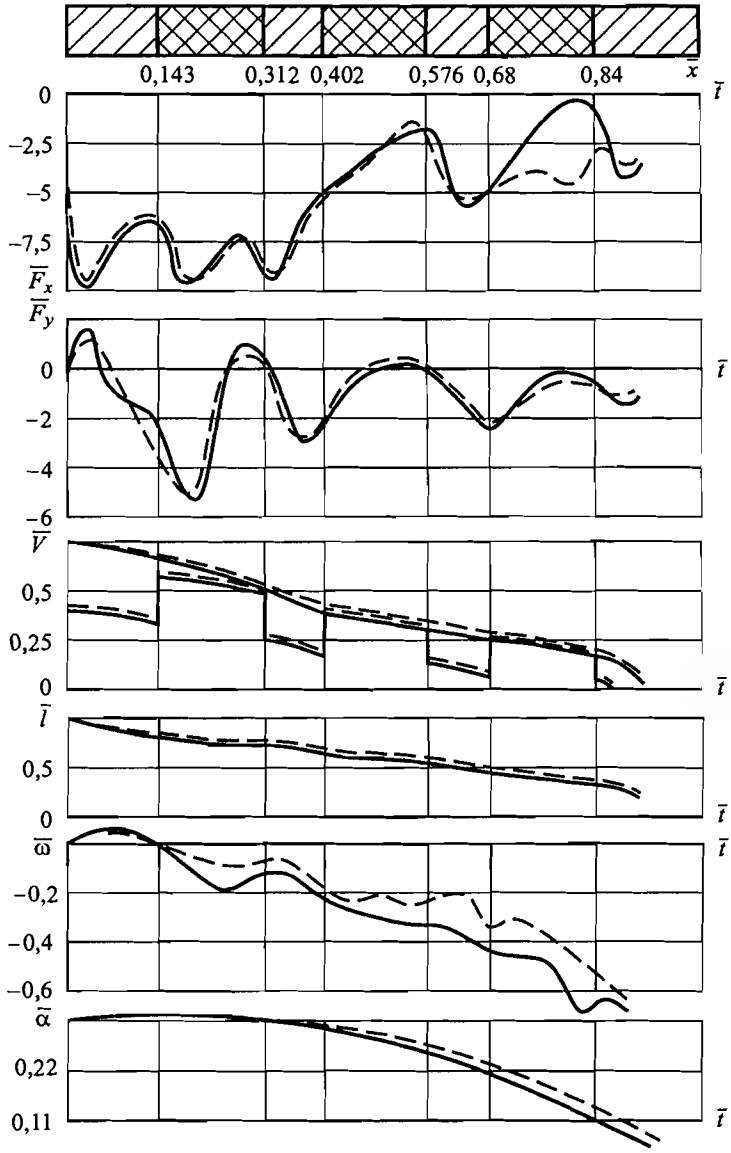


Рис. 5.79. Расчетное изменение во времени текущих характеристик пробития пакета с углом наклона $\alpha_0 =$ $= 60°$ снарядами различного удлинения:

——— — снарядами с $\lambda = 10$ (УПЭ-1); – – – — снарядами с $\lambda = 12$ (УПЭ-2)

Максимальное значение $\overline{F}_x$ достигается на первом стальном листе пакета 2, а на пакете 1 — на втором листе. Это можно объяснить существенно большей толщиной пакета 1, в котором зона нагружения охватывает весь пакет только тогда, когда снаряд войдет во второй лист. Максимальные амплитуды лобовых нагрузок $\overline{F}_x$, действующих на снаряды обоих типов при пробитии пакета 1, превышают уровень нагрузок при пробитии пакета 2 примерно в 1,25 раза, что объясняется более высокой скоростью $V_{\text{ПСП}}$ пакета 1, приводящей к повышенному собственному сопротивлению листов из стеклотекстолита, а также большей толщиной. Максимальная амплитуда $\overline{F}_x$ превосходит минимальную на стальных слоях примерно в 2,5 раза. Максимальные значения $\overline{F}_x$ у снаряда УПЭ-1 превосходят аналогичные максимумы $\overline{F}_x$ у снаряда УПЭ-2 примерно на 3,5...6 %, что приводит к более резкому уменьшению скорости центра масс $\overline{V}$ в процессе пробития (примерно на 3...7 %) и более интенсивному срабатыванию снаряда УПЭ-1 (примерно на 4...8 %).

Такой характер изменения динамических и кинематических параметров процесса пробития многослойной преграды, аналогичный случаю проникания в монолитную броню, объясняет повышенное бронепробивное действие снарядов с большим удлинением.

Амплитуды $\overline{F}_x$ превосходят амплитуды $\overline{F}_y$ на пакете 1 примерно на порядок, а на пакете 2 максимально в 1,9 – 2,2 раза, что подтверждает сильное влияние угла встречи на пробивное действие снарядов, при этом максимальная амплитуда $\overline{F}_y$ на пакете 2 превосходит максимум амплитуды $\overline{F}_y$ на пакете 1 примерно в 4 раза для нормализующего участка и в 2 раза для участка денормализации.

Такое существенное увеличение $\overline{F}_y$ на пакете 2 приводит к более резким колебаниям текущего угла поворота снаряда $\overline{\alpha}$. Денормализация снарядов УПЭ-1 и УПЭ-2 на пакете 2 достигает примерно 0,8° и происходит на первом листе пакета. При этом денормализация у УПЭ-2 несколько более растянута во времени, что объясняется его большим моментом инерции. Стадия денормализации захватывает целиком первый слой и продолжается у УПЭ-1 примерно на половине толщины второго слоя (стеклопластик), а у снаряда УПЭ-2 — на 0,8 толщины второго слоя. Затем снаряды обоих типов резко нормализуются, но у

более короткого УПЭ-1 нормализация происходит интенсивнее, что качественно совпадает с рассмотренной выше динамикой пробития монолитных преград стержнями разного удлинения. На пакете 1 денормализация снарядов обоих типов выражена слабо, первый слой и половину второго слоя снаряды проходят под углом, примерно равным начальному углу встречи $\overline{\alpha}_0$ (практически без доворота). При пробитии последующих трех слоев нормализация снарядов достаточно слабая, а наибольший вклад в нормализацию вносит последний слой: примерно 50...60 % от общей нормализации: $\overline{\alpha}_н = \overline{\alpha}_0 - \overline{\alpha}_{вых}$, где $\overline{\alpha}_{вых}$ — угол выхода снаряда из преграды. Сильнее нормализуется более короткий снаряд УПЭ-1.

Анализ изменения $\overline{\omega}_{z_1}$ по толщине пакета указывает на следующее. На первом слое пакета 2 максимум амплитуды $\overline{\omega}_{z_1}$ превосходит аналогичный максимум на пакете 1 примерно в 4,5 раза, при этом у снарядов обоих типов уровень колебаний $\overline{\omega}_{z_1}$ примерно одинаков. Смена знака $\overline{\omega}_{z_1}$ начинается на границе первого и второго слоев, но на третьем и пятом (стальных) слоях заметно уменьшение амплитуды $\overline{\omega}_{z_1}$, что указывает на некоторую «невыраженную» денормализацию при переходе снаряда в более плотный и прочный слой. При этом следует отметить более сильную «невыраженную» денормализацию на пакете 1, что можно объяснить более «устойчивым» движением снаряда в преграде, установленной под меньшим углом встречи. На третьем (стальном) слое пакета 1 у короткого снаряда УПЭ-1 $\overline{\omega}_{z_1}$ подходит практически к нулевому значению, что косвенно указывает на влияние удлинения на колебания траектории.

Уровень осцилляций $\overline{\omega}_{z_1}$ на пакете 2 превосходит соответствующий уровень на пакете 1 у обоих снарядов на участках нормализации примерно в 1,5–2,3 раза, при этом резкое возрастание $\overline{\omega}_{z_1}$ на пакете 1 происходит только на седьмом слое, когда снаряды приближаются к тыльной поверхности пакета.

Уровень осцилляций $\overline{\omega}_{z_1}$ у снаряда УПЭ-1 в 1,2 – 1,5 раза выше, чем у снаряда УПЭ-2 на пакете 1 и в 1,2 – 1,9 раза выше, чем на пакете 2. Это объясняется примерно на 17 % большим значением экваториального момента инерции снаряда УПЭ-2 в процессе пробития пакетов, что и приводит к его более «устойчивому» движению в преграде.

Сравнив ударное действие по монолитной и многослойной броне снарядов одной массы, но различного удлинения, можно сделать следующие выводы.

1. Увеличение удлинения приводит к снижению лобовых нагрузок и в итоге — к менее интенсивным падению скорости центра масс $\bar{V}$ и срабатыванию в прегради $\Delta\bar{l} = \bar{l}_0 - \bar{l}_{\text{ост}}$ ($\bar{l}_{\text{ост}}$ — остаточная длина снаряда после пробития преграды), что увеличивает бронебойное действие снаряда.

2. Повышенная нормализация «короткого» ударника на тыльной части преграды, приводящая к сокращению хода снаряда при соударении под большими углами, не компенсирует повышенного лобового сопротивления.

Для выявления влияния диаметра снаряда при условии постоянства его длины $l_0 = \text{const}$ проанализируем уравнения (5.25) и (5.26), описывающие процесс проникания.

Рассмотрим проникание по нормали в полубесконечную преграду, что позволяет заведомо исключить двумерный процесс выбивания пробки.

Уравнение движения в этом случае запишем в виде

$$m\dot{V} = F_x + \frac{m}{2}\frac{d}{dt}(V - u). \tag{5.62}$$

Силу лобового сопротивления определим как

$$F_x = -p_c S, \tag{5.63}$$

где $S = \pi R_г^2 \approx \pi r_0^2$; при проникании в полубесконечную преграду удельная нагрузка p_c определяется по формуле (5.51).

Пренебрегая влиянием массы деформированной головной части, запишем текущее значение массы цилиндрического ударника как $m = \rho_c \pi r_0^2 l$. Согласно принятой модели, радиус деформированной головной части $R_г \sim r_0$.

Объединяя (5.62) и (5.63) с учетом выражений для массы ударника m и площади контакта S и учитывая, что второй член в правой части уравнения движения (5.62) явно от r_0 не зависит, приходим к выражению

$$\dot{V} \cong -a\,[c + r_0\dot{u}], \tag{5.64}$$

где $a = \frac{1}{l}\frac{\rho_п}{\rho_с}$; $c = \frac{\sigma_т\left(1 + 3\ln\frac{r_{пл}}{R_г}\right) + \rho_п u^2}{\rho_п}$.

Структура уравнения (5.64) указывает на явную зависимость торможения ударника от его диаметра при постоянстве длины.

Проверку этой зависимости проводили сравнением с экспериментальными данными по проникание удлиненных ($\lambda = 6$; 12) стержней из вольфрамового сплава в полубесконечные мишени из БССТ. Для расчета проникающего действия стержней вместо фактических параметров прочности мишени использовалась подгоночная постоянная, определенная из условия лучшей корреляции опытных и расчетных значений. Для сравнения экспериментальных и расчетных значений приходилось проводить привязку к одной опытной точке, а затем рассчитывать всю кривую проникания в координатах $H/l_0 - V_0$, где H — глубина проникания УПЭ по нормали. Полученные зависимости приведены на рис. 5.80.

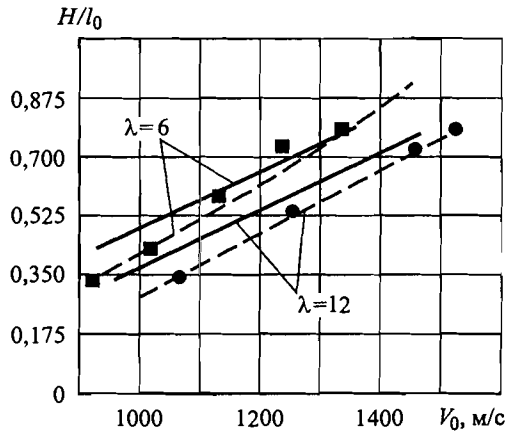


Рис. 5.80. Сравнение теоретически рассчитанной глубины проникания удлиненных снарядов различного диаметра с опытными данными:
■ — $\lambda = 6$, ● — $\lambda = 12$; ——— — расчет, – – – — эксперимент

Сравнение расчетных и экспериментальных значений указывает на несколько меньшую глубину проникания УПЭ с удлинением $\lambda = 6$ и $\lambda = 12$, полученную в расчете, чем наблюдалось в опыте, что обусловлено, по-видимому, некоторым несовершенством изложенной

выше математической модели. Тем не менее видно отчетливое воспроизведение эффекта влияния удлинения λ, указывающее на возможность использования предложенной модели для оптимизации параметров БПС и броневых преград для практических целей.

Коррекцию модели проводили таким образом, чтобы усилить влияние диаметра снаряда при расчете пробития конечных плит за счет учета влияния среза пробки.

Для изучения динамики пробития были просчитаны два варианта: $\lambda = 6$ ($l_0 = 56{,}7$ мм, $d_0 = 9{,}45$ мм) и $\lambda = 12$ ($l_0 = 56{,}7$ мм, $d_0 = 4{,}72$ мм) при скорости соударения $V_0 = 1500$ м/с. Изменение параметров, описывающих процесс, представлено на рис. 5.81. Глубина проникания стержня с $\lambda = 6$ примерно на 9 % больше глубины проникания стержня с $\lambda = 12$.

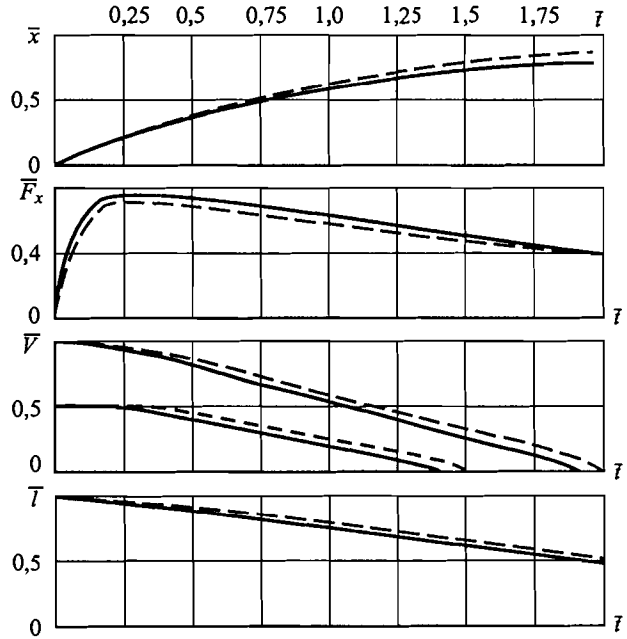


Рис. 5.81. Расчетное изменение во времени текущих характеристик внедрения УПЭ в преграду:
——— — $\lambda = 12$; – – – – $\lambda = 6$

Анализ расчетных зависимостей показывает следующее. Лобовая удельная тормозящая нагрузка $\bar{F}_x$ имеет несколько меньшее значение на протяжении всего процесса внедрения для менее удлиненного ударника с $\lambda = 6$. Разница по амплитуде $\bar{F}_x$ составляет примерно 2...2,5 %

на участке проникания, соответствующем $0{,}85t_{пр}$ ($t_{пр}$ — время протекания процесса проникания). При этом процесс проникания в преграду стержня с удлинением $\lambda = 6$ примерно на 6 % продолжительнее, чем процесс проникания стержня с удлинением $\lambda = 12$.

Меньший относительный уровень нагрузок, действующих в процессе проникания на УПЭ меньшего удлинения (с $\lambda = 6$), приводит и к менее интенсивному уменьшению скорости его центра масс $\overline{V}$ (примерно на 3...12 %) по сравнению с УПЭ с удлинением $\lambda = 12$. При этом бóльшая разница в уменьшении скорости $\overline{V}$ относится к бóльшим значениям времени проникания, что говорит о том, что эффект влияния диаметра на процесс проникания динамично развивается во времени. Такой характер убывания скорости центра масс $\overline{V}$ снарядов разного диаметра приводит к менее интенсивному, примерно на 5...10 %, срабатыванию $\Delta\bar{l}$ менее удлиненных снарядов и, соответственно, к относительно меньшей потере массы при проникании.

Изучение влияния диаметра УПЭ на процесс пробития снарядами одинаковой длины комбинированных преград проводилось для снарядов, имеющих диаметры, различающиеся примерно на 10 %. Снаряды имели корпуса, целиком изготовленные из вольфрамового сплава, при этом снаряд УПЭ-3 имел больший диаметр миделя корпуса при удлинении $\lambda \approx 11$, чем снаряд УПЭ-4 с удлинением корпуса $\lambda \approx 12$. Соответственно, снаряд УПЭ-3 имел бóльшую массу (в 1,137 раза) рабочей части корпуса, нежели УПЭ-4. Отношение экваториальных моментов инерции УПЭ-3 и УПЭ-4 составляло 1,138. Испытания проводились стрельбой при $\alpha_0 = 68°$ по трехслойному пакету 3 сталь — стеклотекстолит — сталь (соотношение слоев 1,2 : 2,12 : 1,0). При стрельбе по пакету 3 снарядом УПЭ-3 надежно определена скорость $V_{ПСП} \approx 1400$ м/с. При стрельбе по пакету 3 снарядами УПЭ-4 $V_{ПСП}$ не была определена, так как вследствие изготовления этих снарядов из некачественного тяжелого сплава результаты не могли быть признаны достоверными. Пробитие пакета 3 получено при скорости $V_0 \approx 1550$ м/с, однако по результатам оценки вида поражения пакета было ясно, что данное значение скорости пробития существенно выше (на 40...50 м/с) предельного.

Следует отметить, что снаряды отстреливались по разным пакетам, физико-механические свойства материалов которых не были точно определены. Поэтому при проведении расчетов сначала была сделана оценка фактической твердости бронеплит по результату отстрела снаряда УПЭ-3. Полученный результат был скорректирован и использован

при определении бронебойного действия снаряда УПЭ-4. Предел текучести материала корпусов снарядов обоих типов выбирался одинаковым и был равен 1,3 ГПа. По расчетным оценкам, снаряд УПЭ-3 пробивает пакет 3 со скоростью $V_{\text{псп}}$ примерно на 90 м/с меньшей, чем УПЭ-4. Изменение параметров, описывающих процесс пробития, представлено на рис. 5.82.

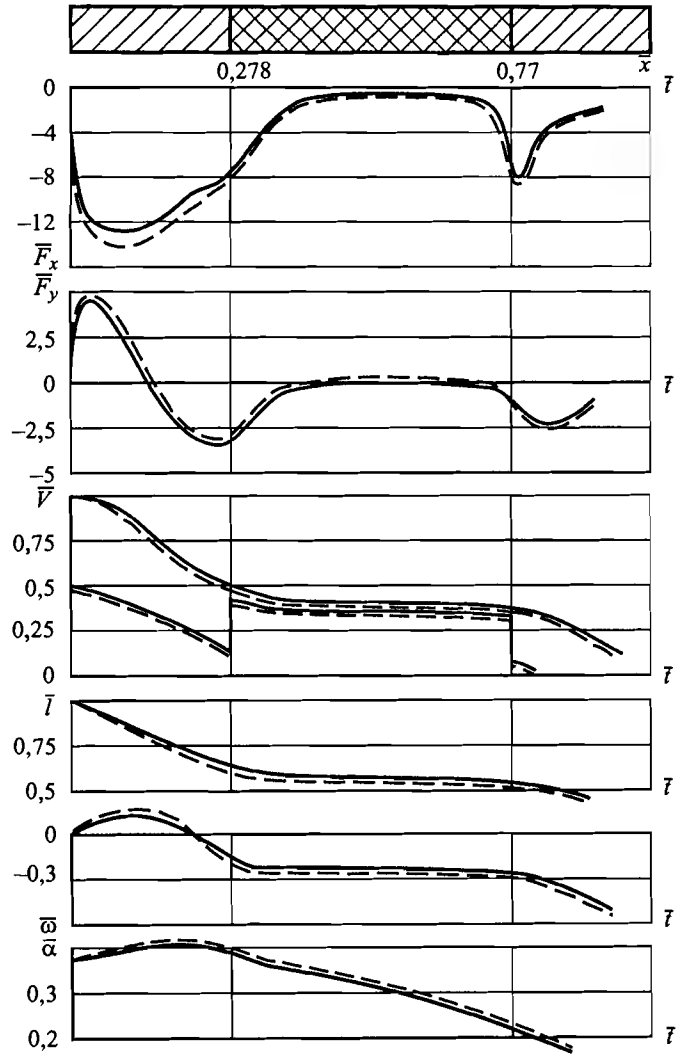


Рис. 5.82. Расчетное изменение во времени текущих характеристик пробития пакета 3 снарядами одинаковой длины, но разного диаметра:
——— — снаряд УПЭ-3; – – – — снаряд УПЭ-4

Анализ зависимостей, полученных расчетом, указывает на следующие физические эффекты. Изменение лобовой $\overline{F}_x$ и боковой $\overline{F}_y$ нагрузок на снаряд носит пульсирующий и знакопеременный (для $\overline{F}_y$) характер. Максимум амплитуды нагрузок приходится на первый стальной слой и превосходит амплитуду на втором (тыльном) стальном слое $\overline{F}_x$ в 1,5 раза и $\overline{F}_y$ в 1,4 – 2,0 раза, причем большее значение относится к денормализующей ветви графика изменения $\overline{F}_y$. Денормализация снарядов происходит только на лицевом стальном слое на толщине, составляющей примерно 40...42 % от общей толщины лицевой плиты; при этом максимальная амплитуда денормализующей ветви $\overline{F}_y$ примерно в 1,4 раза выше нормализующей, что указывает на сильную денормализацию снаряда в начальный момент соударения при большом угле встречи ($\alpha_0 = 68°$).

Амплитуда тормозящей нагрузки на стальном лицевом слое превосходит соответствующую амплитуду в стеклотекстолитовом слое примерно в 20 раз, что обусловлено существенно более высокими свойствами броневой стали. При этом следует отметить, что вследствие анизотропии стеклотекстолита его сопротивление внедрению снаряда зависит от ориентации относительно линии стрельбы, т. е. от угла встречи снаряда с преградой, содержащей слой стеклотекстолита. В данном случае при очень большом угле $\alpha_0 = 68°$, как показывают проведенные расчеты, сопротивление слоя из стеклотекстолита весьма малое и оказывает несущественное влияние на динамику процесса. Это подтверждается также проведенным анализом динамики пробития пакетов 1 и 2. Пакет 1, имеющий угол наклона $\alpha_0 = 30°$, пробивается снарядами УПЭ-1 и УПЭ-2 при существенно более высокой скорости, чем пакет 2 с углом наклона $\alpha_0 = 60°$. Отсюда следует важный практический вывод, что при проектировании защитных устройств использовать стеклотекстолит в качестве наполнителя между стальными слоями желательно при малых конструктивных углах наклона.

Характер изменения кинематических характеристик $\overline{V}$, $\overline{\omega}_{z_1}$ соответствует изменению тормозящих сил $\overline{F}_x$, $\overline{F}_y$. Наиболее сильное уменьшение скорости $\overline{V}$ происходит на лицевом стальном слое, в стеклотекстолите оно незначительно. Изменение $\overline{\omega}_{z_1}$ на лицевом слое носит знакопеременный характер. Оно мало в слое стеклотекстолита,

а на тыльном стальном слое происходит интенсивное увеличение $\overline{\omega}_{z_1}$. На лицевом стальном слое максимум амплитуды нормализующей ветви $\overline{\omega}_{z_1}$ в 1,5 раза превосходит соответствующий максимум денормализующей ветви. В конце процесса, на тыльной стальной плите, амплитудный нормализующий максимум $\overline{\omega}_{z_1}$ в 5,7 раза превосходит денормализующий. Изменение угла поворота $\overline{\alpha}$ сходно с изменением $\overline{\omega}_{z_1}$. Максимум денормализующего угла, составляющего до 3,5°, приходится примерно на $\overline{X} = 0{,}7b_1$, где b_1 — толщина первого листа пакета. В стеклотекстолитовом слое изменение $\overline{\alpha}$ практически линейное, в тыльном стальном слое изменение $\overline{\alpha}$ более интенсивное и нелинейное.

Из сравнения двух типов БПС видно, что максимум амплитуды $\overline{F}_x$ у снаряда УПЭ-4 примерно на 9 % выше, чем у снаряда УПЭ-3, что в совокупности с меньшим на 15 % значением экваториального момента инерции приводит к его менее «устойчивому» движению в пакете при ударе с большим начальным углом встречи. Это наглядно подтверждает увеличенное на 12 % значение максимума $\overline{\omega}_{z_1}$ и увеличение угла поворота $\overline{\alpha}$ примерно на 0,3°.

Амплитудный максимум нормализующей ветви графика изменения $\overline{F}_y$ у снаряда УПЭ-4 на 16 % выше, чем у снаряда УПЭ-4, что приводит к более сильному повороту снаряда на тыльном стальном листе и некоторому сокращению пути проникания. Но тем не менее этот положительный для условий пробития факт не компенсирует описанные выше эффекты, приводящие к лучшей бронепробивной способности снаряда с бóльшим диаметром.

Сравнив действия по монолитной и многослойной броне снарядов одинаковой длины и различного диаметра, можно сделать следующие основные выводы.

1. Увеличение диаметра снаряда приводит к снижению уровня относительных лобовых и боковых нагрузок $\overline{F}_x$ и $\overline{F}_y$ и, в итоге, к менее интенсивному падению скорости центра масс $\overline{V}$ снаряда и срабатыванию его в преграде, что увеличивает бронебойное действие.

2. Снаряды с увеличенным диаметром движутся в преграде более «устойчиво», с меньшими осцилляциями угловой скорости $\overline{\omega}_{z_1}$ и угла поворота $\overline{\alpha}$ в преграде.

3. Повышенная нормализация снарядов небольших диаметров на тыльном слое, приводящая к некоторому уменьшению пути проникания (примерно на 4 %) на заключительном отрезке траектории не компенсирует эффекты, описанные в пп. 1 и 2.

Влияние толщины преграды на параметры бронебойного действия снарядов оценивалось расчетным путем. Преграды представляли собой стальные бронеплиты толщиной 0,05 и 0,06 м с $\alpha_0 = 30°$, поражающий элемент — снаряд из вольфрамового сплава ($\sigma_т \approx 1{,}3$ ГПа) длиной 0,155 м и диаметром 0,008 м. Результаты расчетов $V_{ПСП}$ и отдельные экспериментальные данные, полученные для сравнения, приведены на рис. 5.83. Расчеты выполнены с учетом возможного разброса по прочности плиты (НВ 3,0–3,2, $\sigma_т = 0{,}87...0{,}93$ ГПа), поэтому на рисунке представлена область значений $V_{ПСП}$.

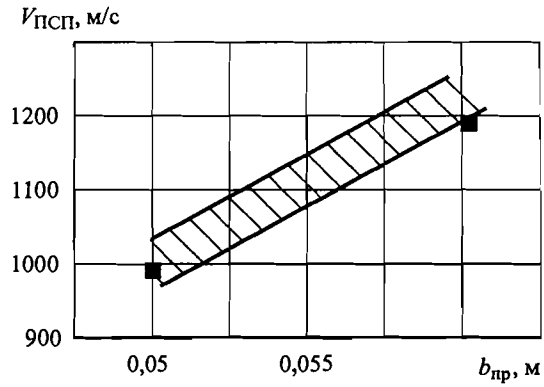


Рис. 5.83. Сравнение расчетных зависимостей скорости $V_{ПСП}$ от толщины преграды $b_{пр}$ с опытными данными:
■ — эксперимент; ——— — расчет

Оценка интегральных характеристик процесса пробития проводилась при скорости $V_0 \approx V_{ПСП}$ (рис. 5.84). Твердость преграды выбиралась средней из диапазона значений.

Анализ полученных зависимостей указывает на следующее. Безразмерное время пробития преград различной толщины практически одинаково с незначительным превышением (примерно на 1 %) для большей толщины. Это связано с естественным фактором соответствия большей толщины пробиваемой преграды большей $V_{ПСП}$. В абсолютных значениях время пробития более толстой преграды на 8,5 % боль-

ше, чем менее толстой (186 мкс — время пробития преграды толщиной 0,06 м, 170 мкс — толщиной 0,05 м).

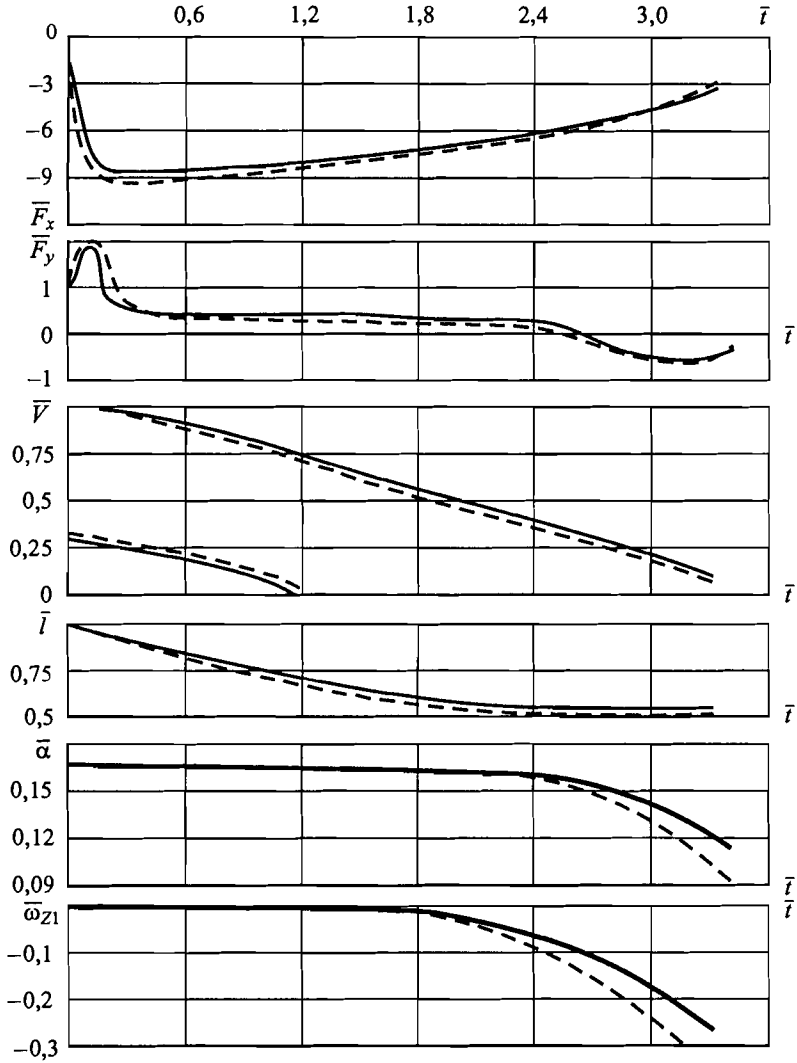


Рис. 5.84. Расчетное изменение во времени текущих характеристик внедрения УПЭ:
——— — $b_{пр} = 0{,}05$ м; – – – — $b_{пр} = 0{,}06$ м

Максимум амплитуды $\bar{F}_x$ примерно на 5 % выше при пробитии более толстой плиты, что приводит к более интенсивному снижению

скорости центра масс снаряда $\overline{V}$ (на 3...8 %) и большему «срабатыванию» на преграде (на 2,5...8,5 %).

Амплитуда $\overline{F}_y$ на 10...20 % выше при пробитии более толстой преграды, при этом заметим, что денормализующая ветвь графика $\overline{F}_y$ составляет по времени t всего лишь 6 % от всего времени процесса, что связано с малым углом встречи $\overline{\alpha}_0$. Повышенное значение $\overline{F}_y$ приводит, соответственно, к бóльшим значениям в области нормализации угловой скорости $\overline{\omega}_{z_1}$ (на 25...30 %) и угла поворота $\overline{\alpha}$ снаряда в преграде (максимально на 15 %) и указывает на более сильную нормализацию УПЭ на более толстой преграде.

Обобщая результаты описанных выше расчетных исследований, можно сделать следующие выводы:

– процесс пробития преград под углом, отличным от нуля, разделяется на две фазы: денормализации и нормализации, при этом при смене фаз основные параметры, определяющие процесс проникания, меняют знак;

– при пробитии многослойной преграды параметры, характеризующие процесс, имеют знакопеременный пульсирующий характер, связанный с переменностью свойств слоев и локальной денормализацией и нормализацией на каждом отдельном слое;

– при пробитии преграды удлиненными цельнокорпусными снарядами фаза нормализации превалирует, что и определяет повышенную проникающую способность снаряда под углом;

– увеличение начального угла соударения приводит к существенному росту боковых нагрузок и амплитуды угловых колебаний снаряда в преграде;

– увеличение диаметра снаряда при постоянной длине приводит к снижению уровня относительных нагрузок, менее интенсивному падению скорости и срабатыванию в преграде, уменьшению амплитуды осцилляций угловых колебаний при соударении под углом и более «устойчивому» движению — и в итоге к повышенному бронепробивному действию в монолитных и многослойных преградах;

– повышение удлинения при сохранении массы снаряда приводит к снижению уровня удельных лобовых нагрузок и, следовательно, к менее интенсивному падению скорости снаряда в преграде и его срабатыванию, что увеличивает бронепробивное действие;

– увеличение толщины преграды в условиях предельного пробития приводит к возрастанию амплитуды значений физических параметров, определяющих процесс соударения.

Список литературы к гл. 5

5.1. *Eichelberger R.J.* Experimental verification of the theory of penetration of charges with lined cavities // J. Appl. Physics. 1955. V. 26, N 4.

5.2. *Лаврентьев М.А.* Основы теории кумулятивных зарядов и их бронебойного действия: Сб. докл. Т. 3. / Акад. артиллер. наук. М., 1949.

5.3. Физика взрыва / Ф.А. Баум, Л.П. Орленко, К.П. Станюкович и др. М.: Наука, 1975.

5.4. *Вентцель Е.С.* Теория вероятностей. М.: Наука, 1969.

5.5. *Пустыльник Е.И.* Статистические методы анализа и обработки наблюдений. М.: Наука, 1968.

5.6. *Зайдель А.Н.* Элементарные оценки ошибок измерений. Л.: Наука, 1968.

5.7. *Геринг Дж.* Высокоскоростной удар с инженерной точки зрения // Высокоскоростные ударные явления: Пер. с англ. / Под ред. В.Н. Николаевского. М.: Мир, 1973.

5.8. *Лаптев В.И., Тришин Ю.П.* Увеличение начальной скорости и давления при ударе по неоднородной преграде // Приклад. механика и техн. физика. 1974. № 6.

5.9. *Геринг Дж.* Теория соударения с тонкими мишенями и экранами в сопоставлении с экспериментальными данными // Высокоскоростные ударные явления: Пер. с англ. / Под ред. В.Н. Николаевского. М.: Мир, 1973.

5.10. *Backman M.E., Goldsmith W.* The Mechanics of Penetration of Projectiles into Targets // Intern. J. of Eng. Sci. 1978. V. 16.

5.11. Высокоскоростное взаимодействие тел / В.М. Фомин, А.И. Гулидов, Г.А. Сапожников и др. Новосибирск: Изд-во СО РАН, 1999.

5.12. *Gust W.H., Royce E.B.* Dynamic yield strengths of B_4C, BeO, and Al_2O_3 ceramics // J. Appl. Physics. 1971. V. 42, N 1.

5.13. *Rosenberg Z., Bless S.J., Brar N.S.* On the influence of the loss of shear strength on the ballistic performance of brittle solids // Intern. J. Impact Eng. 1990. V. 9, N 1.

5.14. Fracture mechanics of ceramics: Composites, impact, statistics, and high-temperature phenomena. V. 7 / Ed. R.C. Laible. New York; London: Plenum press, 1986.

5.15. *Laible R.C.* Ceramic composite armor // Ballistic material and penetration mechanics / Ed. R.C. Laible. Amsterdam; Oxford; New York, 1980.

5.16. *Кожушко А.А., Рыкова И.И., Синани А.Б.* Сопротивление керамик внедрению ударяющего тела при высоких скоростях взаимодействия // Физика горения и взрыва. 1992. Т. 38, № 1.

5.17. *Нисиока Т., Алтури С.* Вычислительные методы в динамике разрушения // Вычислительные методы в динамике разрушения: Пер. с англ. / Под ред. С. Алтури. М.: Мир, 1990.

5.18. *Ирвин Дж.* Особенности динамического разрушения // Механика разрушения: Сб. ст. / Пер с англ. под ред. Р.В. Гольштейна. М.: Мир, 1981.

5.19. *Curran D.R., Seaman L., Shockey D.A.* Dynamic failure of solids // Physics Rep. 1987. V. 147, N 5/6.

5.20. О механике взаимодействия пластичного ударника с хрупкой твердой преградой / Е.Л. Зильбербранд, Н.А. Златин, А.А. Кожушко и др. // Журн. техн. физики. 1989. Т. 59, № 10.

5.21. *Rajendran A.M., Kroupa J.L.* Impact damage model for ceramic materials // J. Appl. Physics. 1989. V. 66, N 8.

5.22. *Woodward R.L.* The interrelation of failure modes observed in the penetration of metallic targets // Intern. J. Impact Eng. 1984. V. 2.

5.23. *Wilkins M.L.* Computer simulation of penetration phenomena // Ballistic materials and penetration mechanics / Ed. R.C. Laible. Amsterdam; Oxford; New York, 1980.

5.24. *Войтишек Я.В., Слепян Л.И.* Гидродинамическая модель пробивания хрупкой пластины // Физ.-техн. проблемы разраб. полез. ископаемых. 1985. № 3.

5.25. *Воейков И.В., Сагомонян А.Я.* Пробитие хрупко разрушающейся преграды жестким конусом // Изв. АН СССР. Механика твердого тела. 1985. № 6.

5.26. *Сагомонян А.Я.* Проникание. М.: Изд-во Моск. ун-та, 1974.

5.27. *Пугачев Г.С., Садырин А.И., Синани А.Б.* Экспериментально-теоретическое исследование ударного разрушения хрупкой пластины // Прикладные проблемы прочности и пластичности. Алгоритмизация и автоматизация научных исследований: Всесоюз. межвуз. сб. / Горьк. ун-т. Горький, 1988.

5.28. *Садырин А.И.* Моделирование динамического разрушения деформируемых тел при ударных контактных взаимодействиях // Приклад. проблемы прочности и пластичности / Тов. науч. изд. КМК. М., 1995.

5.29. Разрушение деформируемых сред при импульсных нагрузках / Б.Л. Глушак, С.А. Новиков, А.И. Рузанов, А.И. Садырин; Нижегород. гос. ун-т. Н. Новгород, 1992.

5.30. Словарь-справочник по новой керамике / Е.Л. Шведков, И.И. Ковенский, Э.Т. Денисенко, А.В. Зырин. Киев: Наук. думка, 1991.

5.31. *Майборода В.П., Кравчук А.С., Холин Н.Н.* Скоростное деформирование конструкционных материалов. М.: Машиностроение, 1986.

5.32. *Corran R.S., Shadbolt P.J., Ruiz C.* Impact loading of plates, an experimental investigation // Intern. J. Impact Eng. 1983. V. 1, N 1.

5.33. *Sternberg J.* Material properties determining the resistance of ceramics to high velocity penetration // J. Appl. Physics. 1989. V. 65, N 9.

5.34. *Жук А.З., Иванов А.В., Канель Г.И.* Исследование динамики деформирования карбида кремния // Динамическая прочность и трещиностойкость

конструкционных материалов при однократном импульсном нагружении. Киев: Наук. думка, 1991.

5.35. Теплофизика и динамика интенсивных импульсных воздействий / А.В. Бушман, Г.И. Канель, А.Л. Ни и др.; Ин-т высоких температур АН СССР. Черноголовка, 1988.

5.36. Прочность и разрушение керамических материалов при высокоскоростном деформировании / А.А. Кожушко, И.И. Рыкова, А.Д. Изотов и др. // Изв. АН СССР. Неорганические материалы. 1987. Т. 23, № 12.

5.37. *Златин Н.А., Кожушко А.А., Рыкова И.И.* Реализация высокопрочного состояния стекла при больших скоростях нагружения // Письма в Журн. теорет. физики. 1988. Т. 14, вып. 16.

5.38. *Кожушко А.А., Рыкова И.И., Синани А.Б.* Сопротивление керамик внедрению ударяющего тела при высоких скоростях взаимодействия // Физика горения и взрыва. 1992. Т. 38, № 1.

5.39. *Bless S.J., Yaziv D., Rosenberg Z.* Spall Zones in Polycrystalline Ceramics // Shock Waves in Condensed Matter / Ed. X.M. Gupta. New York, 1986.

5.40. *Yaziv D., Bless S.J., Rosenberg Z.* Shock Fracture and Recompaction of Ceramics // Shock Waves in Condensed Matter / Ed. X.M. Gupta. New York, 1986.

5.41. *Степанов Г.В.* Упругопластическое деформирование материалов под действием импульсных нагрузок. Киев: Наук. думка, 1979.

5.42. *Батьков Ю.В., Глушак А.Б., Новиков С.А.* Применение манганинового датчика для исследования откольных явлений в металлах при взрывном нагружении // Материалы IV Всесоюз. совещания по детонации. Черноголовка, 1988.

5.43. Численное моделирование разрушения конструкций с керамическим слоем при динамическом нагружении удлиненными ударниками / С.А. Афанасьева, А.Н. Белобородько, В.А. Григорян и др. // Изв. АН СССР. Механика твердого тела. 1996. № 1.

5.44. Численные исследования высокоскоростного взаимодействия тел: Техн. отчет / НИИ приклад. математики и механики при Томском гос. ун-те. Томск, 1998.

5.45. *Лебедев А.А., Чернобровкин Л.С.* Динамика полета беспилотных летательных аппаратов. М.: Машиностроение, 1973.

5.46. *Дмитриевский А.А.* Внешняя баллистика. М.: Машиностроение, 1972.

5.47. *Космодемьянский А.А.* Курс теоретической механики: В 2 ч. Ч. II. М.: Просвещение, 1966.

5.48. *Карагодин В.М.* Теоретические основы механики тела переменного состава. М.: Оборонгиз, 1963.

5.49. *Алексеевский В.П.* К вопросу проникания стержня в преграду с большой скоростью // Физика горения и взрыва. 1966. № 2.

5.50. *Малинин Н.М.* Прикладная теория пластичности и ползучести. М.: Машиностроение, 1968.

ГЛАВА 6. ДИНАМИЧЕСКАЯ ЗАЩИТА

6.1. Динамическая защита и принцип ее действия

Как уже говорилось в предыдущих главах настоящей монографии, а также отмечалось в ряде отечественных (в частности, в [6.1]) и зарубежных работ, до недавнего времени основным способом защиты от действия кумулятивных боеприпасов и бронебойных подкалиберных снарядов (БПС) было бронирование объектов защиты (в основном тяжелой бронетехники) монолитной стальной и комбинированной броней, включающей в себя неметаллические материалы.

Анализ максимально достижимых выигрышей по массе на всех исследованных видах броневых преград, рассмотренных в предыдущих главах, по сравнению с равностойкой монолитной стальной броней показал, что при существующих габаритно-массовых ограничениях обеспечить защиту от современных и перспективных средств поражения невозможно.

Для усиления бронезащиты от действия БПС и кумулятивных средств поражения без существенного увеличения ее массы и толщины в настоящее время применяется динамическая защита (ДЗ).

6.1.1. Принцип действия динамической защиты, исторические сведения о ее разработке и применении

Высокая проникающая способность кумулятивной струи (КС) и БПС во многом определяется их прямолинейной формой. Из опыта известно, что возмущение прямолинейной формы КС приводит к резкому уменьшению глубины пробития. То же справедливо по отношению к действию БПС. Принцип работы ДЗ основан на воздействии на боковую поверхность КС или БПС, движущихся под углом к средству поражения элементов преграды, в качестве которых обычно выступают стальные пластины (рис. 6.1). Это воздействие приводит к отклонению, разрушению или срабатыванию проникающего тела, вследствие чего

существенно уменьшается глубина пробития основной части преграды, расположенной за устройством ДЗ. В зависимости от источника энергии, приводящей в движение элементы преграды, различают взрывную и невзрывную ДЗ.

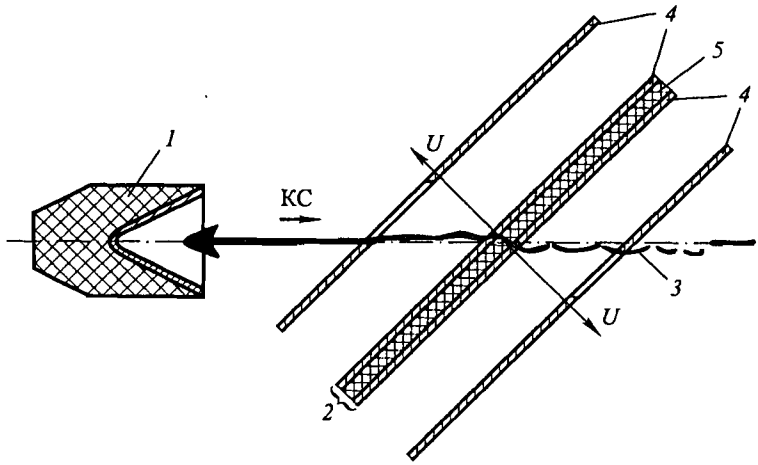


Рис. 6.1. Принцип действия взрывной ДЗ:

1 — кумулятивный заряд; *2* — элемент ДЗ; *3* — поврежденная КС; *4* — металлические пластины; *5* — заряд взрывчатого вещества (*U* — скорость разлета пластин)

Основой *взрывной* ДЗ являются боеприпасы ДЗ — плоские элементы ДЗ (ЭДЗ), состоящие из двух плоских металлических пластин и заключенного между ними слоя взрывчатого вещества (ВВ). Инициирование детонации в слое ВВ осуществляется при воздействии средства поражения — КС или БПС или порождаемых при их проникании ударных волн и осколочных потоков. Образующиеся продукты детонации ускоряют пластины, которые при подходе к КС или БПС воздействуют на их боковую поверхность.

В зарубежной литературе взрывная ДЗ называется Explosive Reactive Armour (ERA), что переводится как «взрывная реактивная броня».

В *невзрывной* ДЗ между пластинами вместо ВВ размещается слой инертного в химическом отношении сжимаемого материала (резина, оргстекло и др.). При проникании КС в этом слое формируется расходящаяся ударная волна (УВ). Ускорение пластин осуществляется под действием давления за ее фронтом. Из-за сильного затухания УВ ускорение пластин локализуется в области воздействия КС. Тем не менее возникшее движение пластин (выпучивание), установленных под уг-

лом к струе, смещает на КС отдельные участки пластин. Набегание еще не пробитых участков пластины на боковую поверхность КС повреждает ее и приводит к потере проникающей способности в преграду, расположенную за ДЗ (рис. 6.2). Источником энергии, необходимой для функционирования невзрывной ДЗ, является сама КС. Несмотря на то, что вследствие локального ускорения пластин невзрывная ДЗ обладает меньшей эффективностью по сравнению с взрывной ДЗ, она представляет значительный практический интерес, поскольку не содержит в себе заряд ВВ. В зарубежной литературе невзрывная ДЗ называется Non Explosive Reactive Armour (NERA) — «невзрывная реактивная броня».

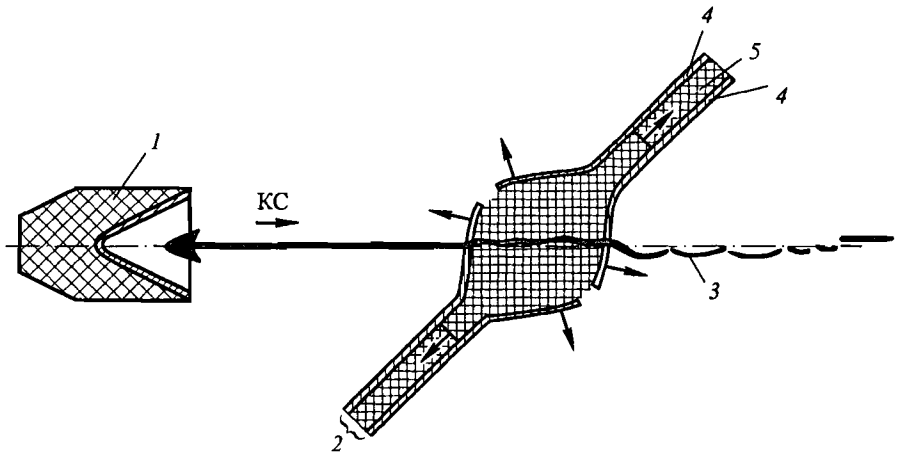


Рис. 6.2. Принцип действия невзрывной ДЗ:
1 — кумулятивный заряд; *2* — ЭДЗ; *3* — поврежденная КС;
4 — пластины; *5* — наполнитель

В настоящее время уже нет альтернативы использованию ДЗ в том или ином варианте для защиты бронетехники от бронебойных подкалиберных и кумулятивных боеприпасов. Важнейшими достоинствами ДЗ в отличие от других систем защиты являются: 1) высокая эффективность и надежность функционирования; 2) простота конструктивного исполнения; 3) постоянная готовность к функционированию в автоматическом режиме — слой ВВ является не только источником энергии, но и своеобразным сенсорным средством обнаружения факта нападения. Несмотря на простоту конструкции большинства устройств ДЗ, физика ее функционирования весьма сложна, и до настоящего времени не все процессы, определяющие ее защищающую способность, изучены полностью.

Разрабатывать ДЗ начали одновременно в разных странах после Второй мировой войны в обстановке строгой секретности, поэтому говорить о приоритете изобретения ДЗ очень трудно. Что касается СССР, то уже в 1949 г. появились две статьи авторов П.Т. Алексеева, И.А. Бытенского, Г.В. Миронова и М.Д. Буланова, в которых предлагалось использовать энергию зарядов ВВ, установленных на броню, для защиты от действия кумулятивных средств поражения. Современное (или близкое к нему) оформление ДЗ получила несколько позже, когда при МФТИ в 1956 г. была создана группа по изучению новых методов защиты бронетанковой техники. Руководил группой М.А. Лаврентьев, в ее состав входили Б.В. Войцеховский, В.Л. Истомин (МФТИ), А.И. Платов (НИИ стали) и другие исследователи. Эксперименты проводились на полигоне МФТИ в поселке Орево, расположенном на севере Московской области. Результаты экспериментов, выполненных в 1957–61-х годах, и достигнутый к тому времени уровень понимания проблемы изложены в [6.2]. В 1960–70-х годах усилиями НИИ стали, ЦНИИХМ и других организаций были созданы ЭДЗ типа «Рамка» для установки на танк Т-64 и ЭДЗ типа «Крест» — на танк Т-72. Однако практического применения они по разным причинам не нашли.

Основным недостатком взрывной ДЗ является взрывное и ударное воздействие на защищаемый объект, что может уменьшить его живучесть, повредить внешнее оборудование. Кроме этого, образующиеся при срабатывании ДЗ высокоскоростные фрагменты представляют известную опасность для пехоты и легкобронированной техники, сопровождающих танки. Именно эти обстоятельства долгое время служили психологическим препятствием для установки ДЗ на советские танки. Тот факт, что срабатывание ДЗ происходит только после попадания в нее КС, во внимание не принимался. Лишь после того, как ДЗ продемонстрировала свою высокую эффективность в боевых условиях в Ливанской войне 1982 г., началось широкое оснащение советских танков ДЗ. Необходимо отметить, что практическое создание и внедрение в короткие сроки отечественной ДЗ явилось плодом сложной работы институтов, КБ и заводов Миноборонпрома и Минмаша СССР в соответствии с организующими документами оборонного отдела ЦК КПСС и ВПК. Имевшийся научный задел позволил за короткое время разработать и установить на основные боевые танки комплекс навесной противокумулятивной ДЗ «Контакт» на основе плоского ЭДЗ, состоящего из двух штампованных стальных пластин толщиной 2 мм и размещенного между ними слоя пластичного ВВ на основе гексогена толщиной 6 мм.

К этому времени относится интенсификация работ по созданию универсальной (противокумулятивной и противоснарядной) ДЗ «Контакт-V».

В НИИ стали разработкой комплексов накладной ДЗ и встроенной ДЗ «Контакт» руководили его директор М.И. Маресев и начальник отдела динамической защиты Д.А. Рототаев. Основные научно-технические проблемы, решенные в ходе создания указанных комплексов, отражены в докторской диссертации Д.А. Рототаева.

Работы над ДЗ за рубежом, судя по публикациям рассекреченных патентов, начались в 1970-х годах. Первые основные патенты в ФРГ (М. Хельд, фирма МВВ) датируются 1970–72 годами. Вместе с ФРГ работу в области ДЗ с середины 1970-х годов проводил Израиль, который и применил ее впервые в боевых условиях в ходе Ливанской войны 1982 г. Израильская ДЗ получила название «Blazer». Она обеспечивала защиту от гранат ПГ-9 и от кумулятивных снарядов 3БК14М.

После внедрения навесной ДЗ стало ясно, что весь арсенал имевшихся в то время моноблочных кумулятивных боеприпасов стал практически бесполезен. Начался новый этап развития тандемных кумулятивных боеприпасов и совершенствования БПС, что, в свою очередь, привело к разработке новых устройств ДЗ, эффективных одновременно при воздействии на оба эти вида боеприпасов.

6.1.2. Классификация устройств динамической защиты

Поскольку терминология в области ДЗ еще не устоялась, трудно дать завершенную классификацию устройств ДЗ. В зависимости от вида источника энергии ДЗ подразделили на взрывную (ЭДЗ содержит заряд ВВ) и невзрывную (ЭДЗ не содержит заряда ВВ). В разд. 6.1.1 была рассмотрена только такая невзрывная ДЗ, которая функционирует вследствие поглощения кинетической энергии участка КС, израсходованного при проникании через ЭДЗ. Эта энергия расходуется на деформирование и ускорение пластин — обкладок ЭДЗ. Рабочим телом, преобразующим с помощью ударно-волновых процессов поглощенную энергию в кинетическую энергию локального движения пластин и работу их деформирования, является наполнитель ЭДЗ.

К невзрывной ДЗ следует отнести также магнитодинамическую ДЗ, в которой ускорение пластин осуществляется энергией, запасенной в плоских катушках индуктивности.

В научной литературе обсуждается комбинированная ДЗ, в которой ЭДЗ содержат как заряд ВВ, так и инертный наполнитель (рис. 6.3)

[6.3, 6.4]. Предполагается, что слой инертного наполнителя способствует как частичному поглощению лидера КС, пропускаемого взрывным ЭДЗ, так и снижению проникающей способности хвостовых элементов КС. Кроме этого, наличие в тыльной части комбинированного ЭДЗ инертного сжимаемого наполнителя смягчает удар стальных пластин по корпусу защищаемого объекта. Динамическая защита с комбинированными ЭДЗ установлена на БТР М113 израильской армии и на американской БМП «Bradley» [6.3].

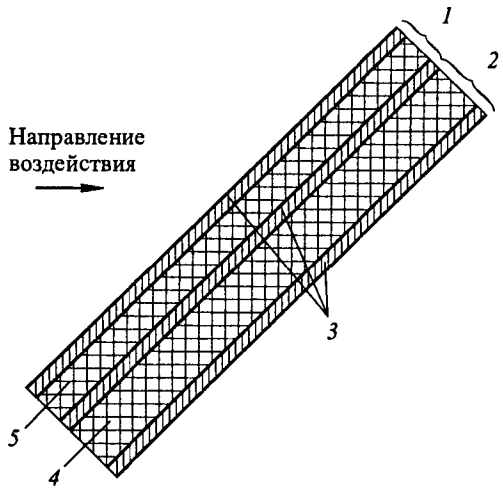


Рис. 6.3. Схема комбинированного ЭДЗ, включающего в себя взрывной и невзрывной ЭДЗ:
1 — взрывной ЭДЗ; *2* — невзрывной ЭДЗ; *3* — пластины; *4* — инертный наполнитель; *5* — заряд ВВ

По характеру расположения на защищаемом объекте различают *навесную* ДЗ (additive ERA) и *встроенную* ДЗ (integrated ERA).

Навесная ДЗ предназначена в основном для защиты объектов, которые были разработаны раньше появления ДЗ. Устройства ДЗ, представляющие собой контейнеры с расположенными в них в один или два ряда ЭДЗ, закрепляются на поверхности защищаемого объекта (рис. 6.4). Типичные примеры навесной ДЗ — отечественная «Контакт» и израильская «Blazer». Контейнеры не только защищают ЭДЗ от эксплуатационных нагрузок и частично от воздействия пуль и осколков, но и участвуют во взаимодействии с кумулятивными боеприпасами, взводя их взрывательное устройство. Как правило, навесная ДЗ используется только для защиты от действия кумулятивных боеприпасов и содержит в себе ЭДЗ с относительно тонкими пластинами (2...3 мм). Такие пла-

стины не способны оказать существенное воздействие на БПС. Кроме этого для снаряжения ЭДЗ навесной ДЗ используется относительно малочувствительное пластичное ВВ, которое недостаточно надежно инициируется при воздействии БПС.

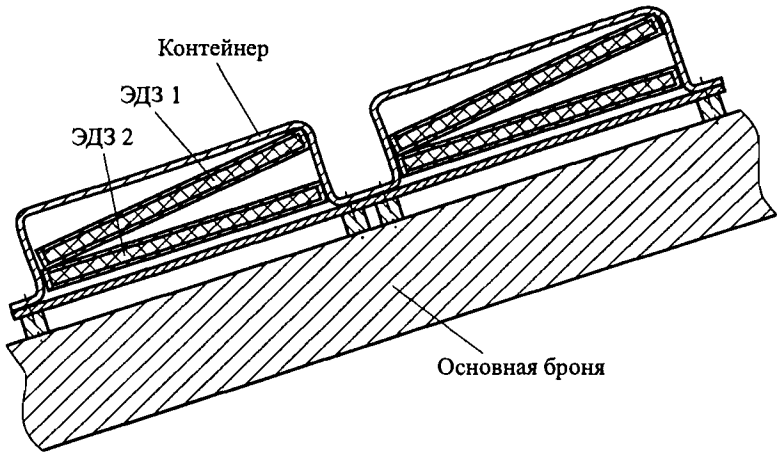


Рис. 6.4. Устройство навесной ДЗ

Для снижения эффективности действия как кумулятивных боеприпасов, так и БПС была разработана *встроенная* ДЗ. Встраивание ДЗ в конструкцию броневой защиты танка равносильно разделению его брони на внешний и внутренний слои и разнесению их на достаточно большое расстояние, позволяющее установить между ними устройство ДЗ того или иного типа (рис. 6.5). Такая структура брони обеспечивает защиту ЭДЗ от воздействия пуль, осколков и малокалиберных снарядов и позволяет использовать для снаряжения ЭДЗ более чувствительные взрывчатые составы, детонирующие при попадании не только кумулятивного снаряда, но и БПС. Встроенная ДЗ может применяться со всеми видами брони [6.1, 6.5].

Отечественная универсальная ДЗ «Контакт-V» представляет собой промежуточный переходный вариант от навесной ДЗ к встроенной. Базовая схема универсальной ДЗ «Контакт-V» представлена на рис. 6.6 [6.5]. Воздействие на боковую поверхность БПС осуществляется достаточно толстой крышкой ($b_{пл}$ = 15...25 мм) блока ДЗ. Разгон этой крышки осуществляется под действием удара пластин ЭДЗ и давления расширяющихся продуктов детонации зарядов ЭДЗ. Большие размеры крышки и ее относительно невысокая скорость значи-

тельно увеличивают время функционирования ДЗ и тем самым обеспечивают защиту также и от действия тандемных кумулятивных боеприпасов с небольшим временем задержки срабатывания основного заряда.

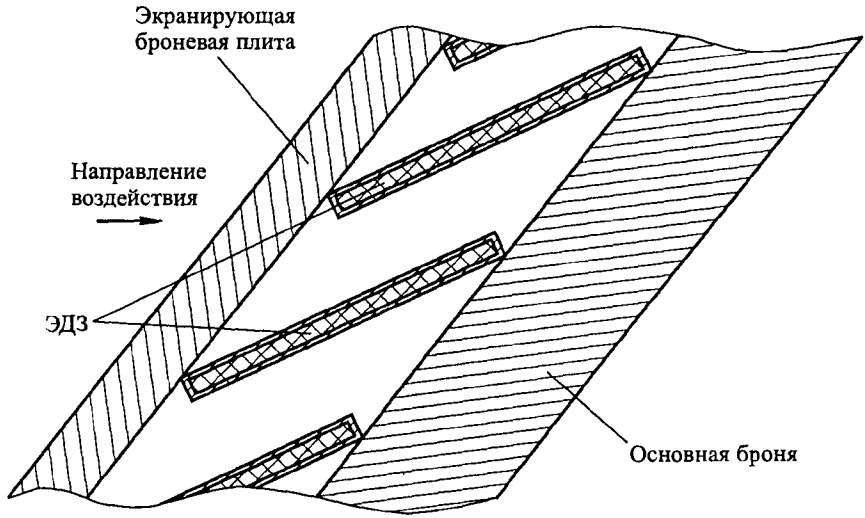


Рис. 6.5. Схема встроенной ДЗ

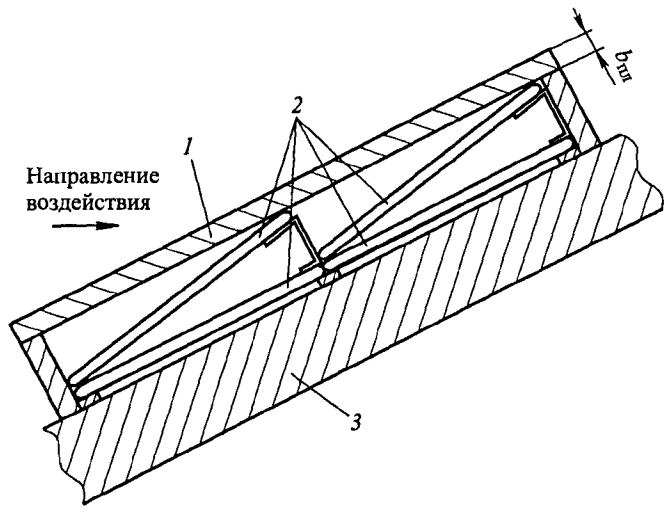
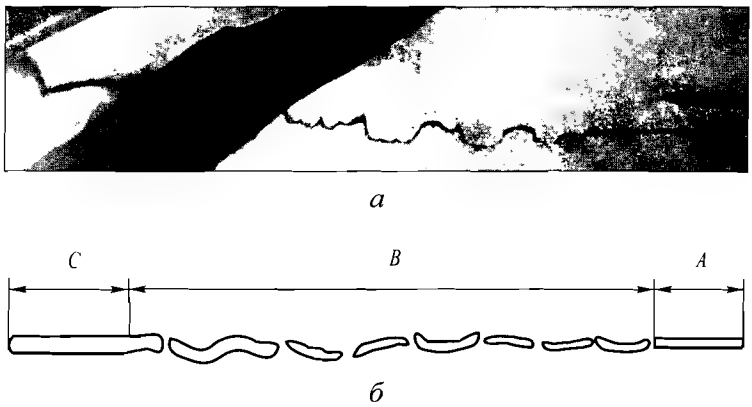


Рис. 6.6. Базовая схема универсальной ДЗ «Контакт-V»:
1 — крышка блока ДЗ; *2* — ЭДЗ; *3* — основная броня; *4* — перегородки

6.2. Взрывная динамическая защита

6.2.1. Основные физические процессы, определяющие проникание кумулятивной струи через динамическую защиту

Импульсное рентгенографирование процесса взаимодействия КС с ЭДЗ показывает, что прошедшая через ЭДЗ КС состоит в общем случае из трех частей (рис. 6.7): относительно короткой, практически не поврежденной и мало возмущенной головной части КС, называемой лидером (*A*); значительно поврежденной основной части КС — *B*; неповрежденной хвостовой части КС — *C*, проникающей через ЭДЗ без всякого взаимодействия с пластинами ЭДЗ.



а

б

Рис. 6.7. Структура КС после прохождения ДЗ:
а — рентгенограмма; *б* — схема

Увеличение эффективности ДЗ требует решения следующих задач: 1) уменьшения длины лидера; 2) увеличения степени повреждения основной части КС; 3) недопущения прохождения через ДЗ хвостовой части КС без воздействия на нее пластин ДЗ.

Для решения этих задач необходимо понимание физических процессов, имеющих место при взаимодействии КС с ЭДЗ. К основным физическим процессам, определяющим эффективность защищающей способности ДЗ, следует отнести: 1) формирование отверстий в пластинах ЭДЗ при их пробитии КС; 2) инициирование детонации в заряде ВВ ЭДЗ; 3) взрывное метание пластин ограниченных поперечных размеров; 4) взаимодействие движущихся пластин с КС. В настоящее

время достигнут достаточно высокий уровень понимания этих физических процессов [6.5 – 6.9].

Формирование отверстия в пластине при пробитии ее кумулятивной струей

Одним из наиболее значимых факторов, определяющих длину лидера, является размер отверстия D_c, образующегося в пластине ЭДЗ при пробитии ее головным элементом КС. Известно, что при уменьшении толщины пластины размер отверстия уменьшается из-за воздействия волн разгрузки, возникающих вследствие движения материала в сторону лицевой и тыльной поверхностей пластины, что существенно ослабляет радиальное инерционное течение материала пластины. При ударе под углом размер отверстия в направлении удара увеличивается, а само отверстие принимает форму эллипса.

Возможным подходом к определению размеров отверстий в пластинах при их пробитии КС является использование зависимостей от времени диаметров отверстий в полубесконечных преградах, но с ограничением времени радиального течения материала. Естественно предположить, что время формирования отверстия в пластине t_e пропорционально времени ее пробития:

$$t_e = \frac{\nu\delta}{u\cos\theta}, \tag{6.1}$$

где ν — эмпирический коэффициент; δ — толщина пластины; u — скорость проникания; θ — угол между КС и нормалью к пластине. Используя зависимость диаметра отверстия в полубесконечной преграде от времени из [6.10], для диаметра отверстия в пластине можно получить следующую формулу:

$$D_c = \sqrt{D_{cf}^2 - \left(\sqrt{D_{cf}^2 - d_j^2} - 2t_e\sqrt{\frac{\sigma_p}{\rho_p}}\right)^2}; \qquad D_{cf} = \frac{\sqrt{\rho_p\rho_j}}{\sqrt{2\sigma_p}\left(\sqrt{\rho_j} + \sqrt{\rho_p}\right)} d_j V_j, \tag{6.2}$$

где D_c — максимальный диаметр отверстия в пластине; D_{cf} — диаметр отверстия в полубесконечной преграде из материала пластины; d_j — диаметр струи; ρ_j, ρ_p — плотности материалов струи и пластины; σ_p —

динамический предел текучести материала пластины; V_j — скорость КС. Зависимости (6.2) учитывают также и угол взаимодействия струи с пластиной. Наилучшее согласие с результатами экспериментов достигается при $\nu = 4{,}5$ [6.11].

При количественном анализе процесса образования лидера диаметр отверстия в пластине рассчитывают с помощью зависимостей (6.1) и (6.2).

Инициирование детонации в заряде взрывчатого вещества элемента динамической защиты

Инициирование детонации в заряде ВВ ЭДЗ является важнейшим процессом, определяющим работоспособность ДЗ. Подробно процесс инициирования детонации в зарядах ВВ при воздействии КС рассмотрен в [6.12]. Характеристикой КС, определяющей ее инициирующую способность, является параметр Хельда: $G = V_j d_j^2$. Поскольку заряд ВВ ЭДЗ представляет собой тонкий слой, ограниченный с обеих сторон металлическими пластинами, инициирование в нем детонации при интенсивном локализованном воздействии КС обладает рядом особенностей. Основной характеристикой процесса инициирования детонации, определяющей длину лидера, является время задержки возникновения детонации $\tau_д$ после достижения струей лицевой пластины или слоя ВВ ЭДЗ.

Асимптотический характер геометрии взаимодействия КС с тонким слоем ВВ позволяет разделить процесс инициирования детонации на два этапа: 1) локальное инициирование детонации в области воздействия — создание детонационного очага; 2) распространение детонации из детонационного очага на окружающее ВВ.

Механизм инициирования детонации в области воздействия КС зависит от толщины δ_1 лицевой пластины ЭДЗ. При взаимодействии КС с лицевой пластиной образуется мощная УВ, которая с затуханием распространяется в пластине. Первоначально ВВ нагружается именно этой УВ, переходящей из пластины в заряд ВВ (рис. 6.8). Если толщина пластины δ_1 не превосходит $(3\ldots5)d_j$ и заряд ВВ обладает достаточно высокой чувствительностью, то инициирование детонации осуществляется УВ в течение ее первого пробега по заряду ВВ или при отражении от тыльной пластины. Критерием ударно-волнового инициирования детонации при воздействии КС под углом является неравенство [6.12]

$$G \geq G_{кр}\left(1+\frac{\mu\delta_1}{d_j}\right)^2 \cos^{-1}\theta, \qquad (6.3)$$

где $G_{кр}$ — критическая величина, характеризующая ударно-волновую чувствительность зарядов ВВ при интенсивном локализованном воздействии; μ — коэффициент, по порядку величины равный отношению плотностей материалов пластины и КС. Для эластичных и пластичных взрывчатых составов, применяемых при снаряжении ЭДЗ, $G_{кр}$ = 10... ...20 мм^3/мкс^2.

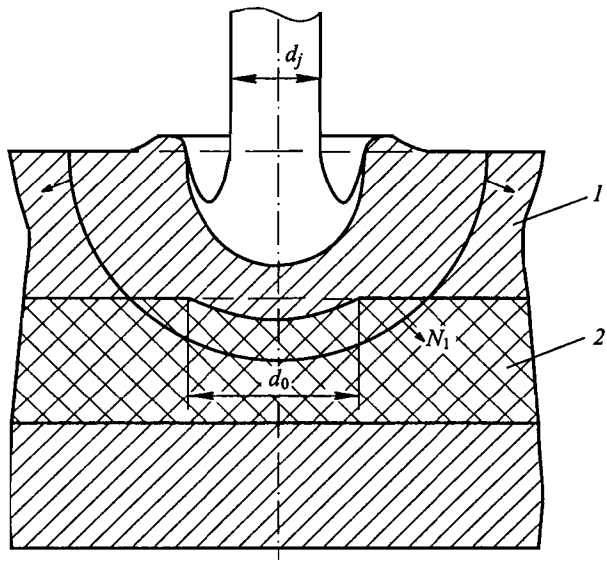


Рис. 6.8. Начальная ударно-волновая стадия нагружения экранированного слоя ВВ:
1 — лицевая пластина; *2* — заряд ВВ (d_j — диаметр струи; d_0 — диаметр области воздействия; N_1 — ударная волна)

У высокочувствительных взрывчатых составов с малым критическим диаметром детонации ($d_{кр}$ < 1 мм) возбуждение детонации в области воздействия КС обеспечивает ее распространение на окружающее ВВ в радиальном направлении. К таким взрывчатым составам можно отнести, например, эластичные составы на основе мелкодисперсного ТЭНа, у которых критический диаметр детонации не превосходит 0,5 мм, а расстояние, на котором плоская УВ с амплитудой порядка 10 ГПа переходит в детонационную, составляет не более 1 мм.

Характерное время инициирования детонации $\tau_д$ в заряде ВВ ЭДЗ по такому механизму определяется временем распространения предшествующей УВ по слою ВВ:

$$\tau_д = \frac{h}{N_{ВВ}}. \qquad (6.4)$$

Здесь h — толщина слоя ВВ; $N_{ВВ}$ — средняя скорость ударной волны в заряде ВВ. Для оценки $\tau_д$ можно использовать зависимость $\tau_д \approx h/D$, где D — скорость детонации заряда ВВ ЭДЗ.

Чтобы инициировать детонацию в тонких слоях менее чувствительных ВВ (глубоко флегматизированные пластичные ВВ) при воздействии КС, когда диаметр области воздействия сравним с критическим диаметром детонации или меньше его, требуется не только инициирование детонации в области воздействия, но и выполнение условия распространения детонации из локального детонационного очага на окружающее ВВ. Это условие выражается неравенством, связывающим диаметр области воздействия d_0, толщину слоя ВВ h и критическую толщину слоя ВВ $h_{кр}$ [6.12]:

$$h \geq \frac{h_{кр}}{1 - h_{кр}/d_0 \cos\varphi_*}, \qquad (6.5)$$

где $h_{кр} \approx d_{кр}/2$; $d_0 \approx (1...2)d_j$; φ_* — угол наклона стационарного детонационного фронта к поверхности заряда ВВ (для свободных зарядов ВВ $\varphi_* \approx 45°$; для зарядов, ограниченных стальными пластинами, $\varphi_* \approx$ $\approx 80...85°$). Характерное время инициирования детонации по такому механизму равно времени проникания КС через слой ВВ: $\tau_д = h/u$, где u — скорость проникания КС в заряд ВВ. В общем случае $\tau_д = \alpha\, h/u$, где $\alpha = 0...1$ — эмпирический коэффициент. Значение $\alpha = 0$ соответствует инициированию детонации в процессе пробития кумулятивной струей лицевой пластины (еще до входа КС в слой ВВ); при $\alpha = 1$ детонация возникает после проникания КС через слой ВВ перед ее входом в тыльную пластину; $\alpha = 0{,}5$ соответствует инициированию детонации в момент достижения КС середины слоя ВВ. Для обоих механизмов ударно-волнового инициирования детонации время задержки инициирования не превосходит 1мкс.

При увеличении толщины лицевой пластины ЭДЗ сверх некоторого критического значения $\delta_{1кр}$ амплитуда предшествующей УВ становит-

ся недостаточной для быстрого инициирования детонации. Последующее нагружение слоя ВВ осуществляется волной сжатия, формирующейся в ВВ при приближении КС к границе раздела пластина — ВВ (рис. 6.9). При толщине лицевой пластины $\delta_1 < (3...5)d_j$ трудно разделить вклады предшествующей УВ и последующей волны сжатия в инициирование детонации. Можно лишь отметить, что волна сжатия, формируемая движущейся границей раздела, ускоряет переход предшествующей ударной волны в детонационную.

При толщине экранирующих пластин $\delta_1 > 5d_j$ основную роль в инициировании детонации начинает играть волна сжатия, инициирующая способность которой оценена в [6.12]. При этом время задержки инициирования детонации возрастает и может достичь нескольких микросекунд. Большое время задержки $\tau_д$ объясняется десенсибилизацией ВВ при его предварительном сжатии предшествующей УВ.

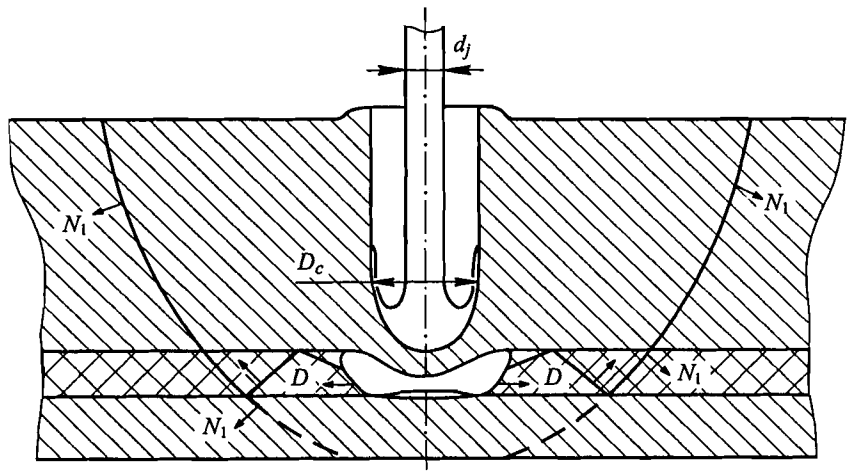


Рис. 6.9. Нагружение тонкого слоя ВВ волной сжатия (N_1 — предшествующая УВ; D — детонационная волна)

К числу важных для разработки ДЗ особенностей инициирования детонации в экранированных тонких слоях ВВ следует отнести также существование предельной толщины лицевой пластины $\delta_{1max} = (10...12)d_j$, при превышении которой инициирования детонации в ВВ не происходит даже при воздействии высокоскоростных головных элементов КС. Однако, как правило, проблем с инициированием детонации в зарядах ВВ ЭДЗ при воздействии КС достаточно мощных кумулятивных зарядов не возникает.

Взрывное метание пластин элементов динамической защиты

Эффект ДЗ основан на взаимодействии средства поражения с движущейся пластиной или плитой. Для расчета эффективности ДЗ важно уметь правильно определять скорости пластин.

Наиболее простой и распространенной моделью, позволяющей получить конечные зависимости для скорости U взрывного метания пластин ЭДЗ, является одномерная энергетическая кинематическая модель, которую связывают с именами Гарни, К.П. Станюковича, Г.И. Покровского. Эту модель обычно применяют для анализа плоского метания параллельных пластин толщиной δ_1 и δ_2, между которыми расположен заряд ВВ толщиной h, или метания цилиндрических либо сферических оболочек, наполненных ВВ.

В кинетическую энергию движения продуктов детонации и метаемых тел переходит только часть выделившейся при детонации ВВ энергии $E_G = (0{,}7\ldots0{,}8)\,Q$, где Q — теплота взрыва. Остальная энергия в основном заключена в продуктах детонации в виде внутренней энергии. Энергию E_G называют *энергией Гарни*.

Для схемы несимметричного метания пластин и линейного распределения скорости продуктов детонации конечные зависимости метания лицевой (U_1) и тыльной (U_2) пластин имеют вид [6.13]:

$$U_1 = \sqrt{2E_G}\sqrt{\frac{3r_1}{3 + r_1 + \dfrac{r_2}{r_1}\dfrac{r_1+2}{(r_2+2)^2}(r_1 + 2r_2 + 6)}},$$
$$U_2 = U_1\frac{r_2}{r_1}\frac{r_1+2}{r_2+2}. \qquad (6.6)$$

Коэффициенты нагрузки r_1 и r_2 в (6.6) определяются основными конструктивными характеристиками ЭДЗ:

$$r_1 = \frac{\rho_0 h}{\rho_1\delta_1}, \quad r_2 = \frac{\rho_0 h}{\rho_2\delta_2},$$

где ρ_0 — плотность ВВ; ρ_1, ρ_2 — плотности материалов метаемых пластин.

Если одна из метаемых пластин отсутствует, то $1/r_2 = 0$ и из (6.6) получаем следующее выражение для скорости пластины при одностороннем ограничении слоя ВВ:

$$U_1 = \sqrt{2E_G}\sqrt{\frac{3r^2}{r^2+5r+4}}, \tag{6.7}$$

где $r = \dfrac{\rho_0 h}{\rho_1 \delta_1}$.

При устремлении массы метаемой пластины к нулю ($1/r \to 0$) по зависимости (6.7) можно найти скорость истечения $u_{\max}$ продуктов мгновенной детонации в вакуум. Совершая в (6.7) предельный переход при $1/r \to 0$, получаем

$$U_{\max} = \sqrt{6E_G}\,.$$

Если эту зависимость подставить во вторую зависимость (6.6), то вместо (6.7) можно вывести другую формулу для определения скорости метания пластины при одностороннем ограничении заряда ВВ:

$$U_1 = U_{\max}\frac{r}{r+2} = \sqrt{6E_G}\,\frac{r}{r+2}. \tag{6.8}$$

Некоторые трудности возникают при определении энергии Гарни. В большинстве отечественных работ для вычисления E_G используют приближенное соотношение, следующее из политропного уравнения состояния продуктов детонации и соотношений теории детонации [6.12]:

$$E_G = \frac{D^2}{2(k^2-1)},$$

где k — показатель политропы продуктов детонации (для высокоплотных ВВ $k \approx 3$).

Скорость метания пластин, когда они имеют одинаковую толщину, рассчитывают по формуле

$$U = \sqrt{2E_G}\sqrt{\frac{3r}{6+r}} = \frac{D}{\sqrt{k^2-1}}\sqrt{\frac{3r}{6+r}} \tag{6.9}$$

(распределение скорости продуктов детонации — линейное).

Изложенный подход позволяет получить неплохие результаты при расчете скорости метания относительно тонких пластин достаточно больших поперечных размеров. Если же толщина пластины возрастает до 15...20 мм и более, а толщина слоя ВВ остается порядка 10 мм, то скорости пластин площадью около 0,1 м^2, определенные с помощью

соотношения Гарни, оказываются сильно завышенными [6.13]. При малых коэффициентах нагрузки ($r < 0{,}1$) существенными становятся потери энергии вследствие бокового истечения продуктов детонации.

В [6.14] это явление проанализировано с использованием энергетического кинематического подхода в двумерном приближении. На основании этого подхода была разработана методика для расчета скоростей пластин в двумерных схемах метания, учитывающая боковое истечение продуктов детонации из-под метаемых пластин. Суть этой методики состоит в следующем.

Сначала с помощью зависимостей (6.6) определяют скорости метания пластин $U_{\max i}$ (i = 1, 2 — номер пластины) в одномерном приближении. После этого рассчитывают толщины слоев ВВ h_1 и h_2, разлетающихся в направлении соответственно первой и второй пластин. При линейном распределении скорости продуктов детонации метающего заряда ВВ

$$h_1 = h\left(1+\frac{U_{\max 2}}{U_{\max 1}}\right)^{-1}, \quad h_2 = h - h_1 .$$

Затем рассчитывают активные коэффициенты нагрузки $r_{ai} = \rho_0 h_i / \rho_i \delta_i$. Боковое выдувание продуктов детонации из-под пластин учитывают с помощью параметров выдувания w_i, которые определяют, задавая распределения скоростей продуктов детонации вдоль направления метания (z-направление) и в боковом направлении (r-направление):

$$w_i = \sqrt{1+\frac{1+2\xi_z r_{ai}}{2\xi_r r_{ai}}\Phi^2},$$

где ξ_z, ξ_r — параметры, определяющие распределение скоростей продуктов детонации; Φ — параметр формы метаемых пластин. Для пластин прямоугольной формы с размерами a и b параметр формы определяется соотношением $\Phi = \dfrac{(a+b)hn}{ab}$, где n = 1...2 — эмпирический коэффициент, зависящий от отношения a/b. Скорости метания пластин U_i с учетом бокового выдувания продуктов детонации определяют с помощью соотношений $U_i = U_{\max i}/w_i$. Удовлетворительное согласие расчетных и экспериментальных скоростей метания достигается при $\xi_z = 1/6$, $\xi_r = 1/12$, $n = 1{,}4$ [6.14].

Анализ начальной стадии взаимодействия КС с ЭДЗ требует учета времени разгона пластины $\tau_р$. Это особенно важно для определения длины лидера КС, проникающего через ЭДЗ. При метании тонкой пластины скользящей детонационной волной, как это имеет место в штатных ЭДЗ, время разгона пластины можно оценить, предполагая, что ускорение пластины постоянно, а давление, действующее на пластину, равно некоторому среднему давлению p_*. Тогда при известной конечной скорости пластины имеем следующее соотношение для $\tau_р$:

$$\tau_р = \frac{\rho\delta U}{p_*}, \qquad (6.10)$$

где ρ — плотность материала пластины; U — конечная скорость пластины. Для количественных оценок полагают $p_* = (0{,}5...1{,}0)p_н$ ($p_н$ — давление детонации).

Ускорение любого участка пластины начинается после того, как его достигнет детонационный фронт. Поэтому время начала движения участка пластины, отстоящего на расстояние x от места возникновения детонации в заряде ВВ, включает в себя время достижения детонационной волной этого участка x/D и время разгона $\tau_р$. Пластина, получившая ускорение, поворачивается относительно первоначального положения на угол $\beta = 2\arcsin(U/2D)$.

Для оценки характерного времени разгона достаточно толстых пластин будем считать, что масса ВВ m мала по сравнению с массами пластин M_1 и M_2 и в уравнениях движения пластин ее можно не учитывать. Для определения времени разгона пластины $\tau_р$ предположим, что укорение происходит под действием линейно убывающего со временем давления

$$p(t) = p_0\left(1 - \frac{t}{\tau_р}\right).$$

В качестве начального давления p_0 можно взять давление мгновенной детонации

$$p_0 = \frac{\rho_0 D^2}{2(k+1)}.$$

Асимптотическое значение скорости пластины U_{01} определится интегралом:

$$U_{01} = \int_0^{\tau_1} \frac{p(t)}{\rho_1 \delta_1} dt = \frac{p_0}{\rho_1 \delta_1} \frac{\tau_p}{2},$$

откуда следует выражение для определения времени разгона

$$\tau_p = \frac{2U_{01}\rho_1\delta_1}{p_0}.$$

Подставляя вместо p_0 его выражение через скорость детонации, будем иметь при $k = 3$

$$\tau_p = \frac{16U_{01}\rho_1\delta_1}{\rho_0 D^2}. \qquad (6.11)$$

В случае применения ВВ с $\rho_1 = 7{,}85 \cdot 10^3$ кг/м^3, $\rho_0 = 1{,}55 \cdot 10^3$ кг/м^3, D = = 8000 м/с формула для определения времени разгона стальной пластины примет вид

$$\tau_p = 1{,}27 \cdot 10^{-6} \delta_1 U_{01}, \quad [\delta_1] = \text{м}, \quad [U_{01}] = \text{м/с}, \quad [\tau] = \text{с}.$$

Если, например, $U_{01} = 500$ м/с, $\delta_1 = 20$ мм, то $\tau_p = 12{,}7$ мкс.

Асимптотические значения скоростей пластин U_{01} и U_{02} могут быть определены с помощью рассмотренной выше методики расчета скоростей пластины ограниченных поперечных размеров, учитывающей боковое выдувание продуктов детонации метающего заряда ВВ.

Зависимость скорости метаемой пластины от времени будет иметь вид

$$U_1 = \int_0^t \frac{P(t)}{\rho_1 \delta_1} dt = \frac{p_0}{\rho_1 \delta_1} \left(t - \frac{t^2}{2\tau_p} \right), \quad t \le \tau_p, \quad U_1 = U_{01}, \quad t > \tau_p.$$

Для определения зависимости смещения пластины от времени $s_1(t)$ необходимо проинтегрировать зависимость скорости от времени:

$$s_1(t) = \int_0^t U dt = \frac{p_0}{\rho_1 \delta_1} \left(\frac{t^2}{2} - \frac{t^3}{6\tau_p} \right), \quad t \le \tau_p.$$

Смещение пластины в момент достижения максимальной скорости

$$s_1 = \frac{p_0}{\rho_1 \delta_1} \frac{\tau_p^2}{3}.$$

Подставив вместо p_0 и τ_p их выражения, получим

$$s_1 = \frac{32}{3}\frac{\rho_1}{\rho_0 D^2} U_{01}^2 \delta_1 .$$

Если вместо ρ_1, ρ_0 и D подставить их характерные численные значения, то можно получить расчетную формулу для определения s_1:

$$s_1 = 0{,}84 \cdot 10^{-6} U_{01}^2 \delta_1, \quad [s_1] = \text{м}, \quad [U_{01}] = \text{м/с}, \quad [\delta_1] = \text{м}.$$

Для $U_{01} = 500$ м/с, $\delta_1 = 20$ мм $s_1 = 4{,}2$ мм.

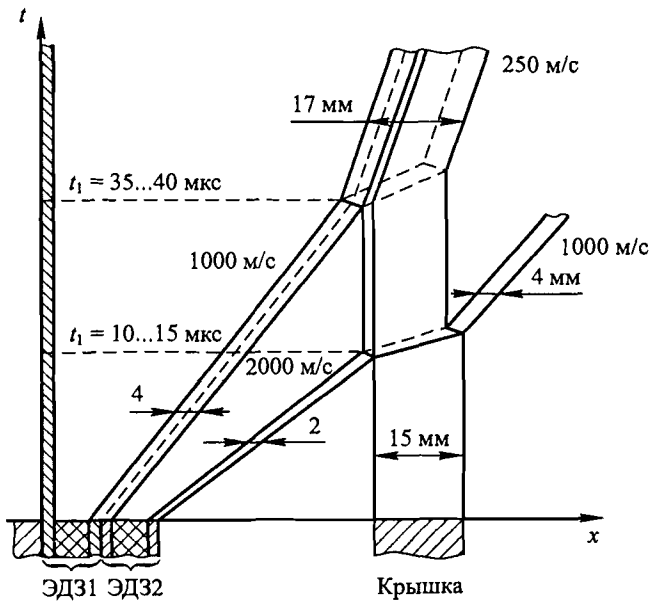


Рис. 6.10. Пространственно-временная расчетная диаграмма функционирования универсальной ДЗ

Полученные оценочные расчетные зависимости можно использовать, например, при анализе процесса взаимодействия смещающихся пластин с КС. За время τ_1 траекторию КС пересечет участок пластины длиной

$$\Delta l = s_1 \operatorname{tg}\theta .$$

Функционирование встроенной ДЗ типа «Контакт-V» очень часто сопровождается откольным разрушением экранирующих крышек блока. Пространственно-временная диаграмма функционирования такой ДЗ представлена на рис. 6.10. Откол происходит при ударе пластины

ЭДЗ по крышке. Обычно экранирующие крышки толщиной 20...30 мм разрушаются с образованием высокоскоростного откольного слоя толщиной около 4 мм. Дальнейшее ускорение оставшейся части экрана осуществляется при последующем ударе сдвоенной пластины, образованной двумя обкладками ЭДЗ, и под действием давления расширяющихся продуктов детонации.

Взаимодействие движущихся пластин с кумулятивной струей

Механизм взаимодействия КС с движущимися пластинами весьма сложен. Он определяется трехмерными нестационарными динамическими процессами срабатывания, отклонения и разрушения КС. Точка K пересечения КС с пластинами перемещается вдоль КС со скоростью U_{xi} (ось x направлена вдоль КС). В системе координат, связанной с этой точкой, взаимодействие КС с пластинами эквивалентно слиянию двух потоков, направленных вдоль КС и вдоль пластин. Скорости этих потоков равны

$$V_{ji} = V - (-1)^i \frac{U_i}{\cos\theta}, \quad U_{\text{пл}i} = U_i \operatorname{tg}\theta.$$

Режим взаимодействия КС с пластинами определяется соотношением потоков масс в точке K. Для потоков масс m_{ji} и $m_{\text{пл}i}$ можно записать следующие выражения:

$$\dot{m}_{ji} = \frac{\pi d_j^2}{4} \rho_j V_{ji}, \quad \dot{m}_{\text{пл}i} = \delta_i \kappa d_j \rho_{\text{пл}} U_{\text{пл}i},$$

где κd_j — ширина реза в пластине (κ — параметр, определяющий ширину реза в пластине, получившегося после воздействия КС, $\kappa > 1$). С учетом выражений для скоростей сливающихся потоков отношение потоков масс можно представить в виде

$$\lambda_i = \frac{\dot{m}_{ji}}{\dot{m}_{\text{пл}i}} = \frac{\rho_j}{\rho_{\text{пл}}} \frac{\pi d_j}{4\kappa\delta_i} \left(\frac{V}{U_i \operatorname{tg}\theta} - \frac{(-1)^i}{\sin\theta} \right).$$

Экспериментальное исследование взаимодействия КС с ДЗ показывает, что при $\lambda_i > 1$ реализуется стационарное непрерывное взаимодействие КС с пластиной, в результате которого КС, частично срабатываясь, уменьшаясь в диаметре и отклоняясь от первоначального направления, перерезает пластину. При этом изменяется форма поперечного сечения КС — она расширяется в боковом направлении.

Как правило, стационарный режим реализуется при взаимодействии высокоскоростных элементов КС как с лицевой, так и с тыльной пластинами ДЗ. Низкоскоростные элементы КС в стационарном режиме взаимодействуют только с достаточно тонкими лицевыми пластинами ДЗ, движущимся навстречу КС. Анализ рентгенограмм показывает, что воздействие на КС лицевых пластин ДЗ приводит к преждевременному ее разрушению.

Непрерывное взаимодействие КС с пластиной будет происходить в том случае, когда скорость расширения отверстия в пластине в каждый момент времени будет меньше составляющей скорости пластины U_{yi} (ось y перпендикулярна КС). Так как кинематика формирования отверстия в пластине неизвестна, в качестве условия непрерывности контакта КС с пластиной можно принять неравенство [6.15]

$$\frac{D_c \cos\theta - d_j}{U_{yi} t_e} \le \varepsilon,$$

где ε = 0,1...0,3. Физический смысл этого неравенства состоит в том, что средняя скорость расширения отверстия в пластине существенно меньше скорости смещения пластины в направлении КС.

При $\lambda_i < 1$ поток массы материала пластины в точке взаимодействия превосходит поток массы КС и режим взаимодействия оказывается нестационарным: КС периодически взаимодействует с пластиной и образует в ней отверстия — каждое очередное взаимодействие реализуется при столкновении КС с краем предыдущего отверстия, которое смещается на траекторию КС вследствие движения пластины [6.16]. В результате этого часть КС расходуется на пробитие пластины, а оставшаяся возмущенная часть проникает через нее и воздействует на основную преграду. Нестационарный режим характерен для взаимодействия КС с тыльной пластиной, смещающейся в направлении движения КС.

Для характеристики режима взаимодействия введем в рассмотрение функцию M:

$$M = \frac{D_c \cos\theta - d_j}{U_{yi} t_e} - \varepsilon.$$

Тогда режим взаимодействия КС с пластинами можно определить с помощью булевой функции η_M:

$$\eta_M = \begin{cases} 1, & \text{если} \quad M \le 0 \text{ (непрерывное взаимодействие)}, \\ 0, & \text{если} \quad M > 0 \text{ (периодическое взаимодействие)}. \end{cases}$$

6.2.2. Принципы построения методики расчета проникания кумулятивных струй в преграду, оснащенную динамической защитой

Проникание кумулятивной струи с линейным распределением скорости в однородную преграду

Предполагается, что для процесса проникания КС в однородную преграду справедлива *модель Алексеевского — Тейта*, согласно которой скорость проникания u определяется следующим выражением [6.17]:

$$u = \frac{1}{1-\gamma^2}(V - \gamma\sqrt{V^2 + A}),$$

где

$$\gamma = \sqrt{\frac{\rho_t}{\rho_j}}; \quad A = \frac{(H_t - \sigma_j)(1-\gamma^2)}{\rho_t}.$$

Здесь H_t — динамическая твердость материала преграды, $H_t \approx 3\sigma_t$ (σ_t — динамический предел текучести материала преграды); σ_j — динамический предел текучести материала КС (далее в расчетах $\sigma_j = 0$); ρ_t — плотность материала преграды; ρ_j — плотность материала КС.

Диаметр каверны, образующейся в полубесконечной преграде при проникании элемента КС, имеющего скорость V и диаметр d_j, определяется с помощью второй зависимости (6.2) [6.10]:

$$D_{cf} = \frac{\sqrt{\rho_t \rho_j}}{\sqrt{2\sigma_t}(\sqrt{\rho_t} + \sqrt{\rho_j})} d_j V.$$

В отечественной научной литературе количественный анализ проникания КС в преграду, как правило, сопряжен с расчетом процессов формирования и движения КС с учетом ее растяжения и последующего разрушения. Однако следует признать, что для оценки эффективности действия ДЗ детали формирования и разрушения КС не являются основополагающими, тем более что в инженерных методиках они определяются весьма схематично или в лучшем случае с помощью эмпирических зависимостей.

Необходима модель струи, в минимальной степени связанная с конструктивными особенностями конкретных кумулятивных зарядов, но полностью учитывающая все характеристики КС, которые определяют глубину ее проникания в преграду. Одной из важнейших исходных ха-

рактеристик КС является распределение скоростей ее элементов по длине. Весьма плодотворным является предположение о линейном характере этого распределения [6.18]: скорость КС изменяется от V_0 в головной до V_{min} в хвостовой части.

Кумулятивная струя с линейным распределением скорости может рассматриваться как струя, истекающая из некоторой точки — источника, находящегося на расстоянии S от преграды. Каждый элемент струи имеет собственную скорость V_j и в системе координат, начало которой помещено в источник КС, движется по траектории $x = V_j t$. С достаточной для проводимого анализа точностью значения S можно считать равным расстоянию между кумулятивным зарядом и преградой [6.18]. Так как градиент скорости вдоль КС постоянен, разрушение КС происходит после достижения предельного удлинения одновременно по всей длине в некоторый момент времени t_b.

Глубина проникания L такой КС в преграду определяется в основном ее длиной, которая зависит от характерных скоростей КС V_0 и V_{min}, расстояния между кумулятивным зарядом и преградой S, времени разрушения КС t_b. На глубину проникания существенное влияние оказывает также поперечная скорость элементов КС V_d, которую они получают при формировании КС вследствие несовершенства кумулятивного заряда, при разрушении КС или вследствие воздействия ДЗ. Перечисленные характеристики КС, а также глубина проникания L в определенной степени являются паспортными характеристиками любого кумулятивного заряда. Если же таких данных нет, но есть сведения о конструкции кумулятивного заряда, то их определяют либо с помощью доступных расчетных методик, либо экспериментально. Зачастую конструкцию кумулятивного заряда знают в общих чертах. С наибольшей достоверностью бывает известна лишь глубина проникания КС в сплошную однородную преграду. Кроме этого считается, что для современных кумулятивных зарядов с медными облицовками $V_0 =$ $= 8000...9000$ м/с, $V_d = 5...15$ м/с [6.18]. В этом случае необходимые характеристики КС определяют, как правило, путем подбора исходя из глубины проникания. Для исключения неоднозначности используют различные корреляционные зависимости, например зависимость для времени разрушения КС t_b [6.18]:

$$t_b = \frac{r_{j0}}{C_p}\left(3{,}75 - 0{,}125\frac{\eta_0 r_{j0}}{C_p} + \frac{C_p}{\eta_0 r_{j0}}\right), \quad C_p = \sqrt{\frac{\sigma_j}{\rho_j}}.$$

Здесь r_{j0} — начальный радиус элемент струи; C_p — скорость пластической волны в КС; $\eta_0 = \dfrac{\Delta V}{\Delta X}$ — начальный градиент скорости КС (ΔX — длина элемента КС; ΔV — перепад скоростей на этом элементе).

На рис. 6.11 в координатах x–t представлена пространственно-временная диаграмма процесса проникания КС в преграду. Уравнение кривой проникания имеет вид

$$\frac{dx}{dt} = u, \tag{6.12}$$

где $x = L + F$ — координата дна каверны. Поскольку (см. рис. 6.11)

$$dl = (V - u)\,dt, \quad dL = u dt,$$

приращение глубины проникания dL связано с длиной элемента КС dl дифференциальным уравнением:

$$\frac{dL}{dl} = -\frac{u}{V - u}. \tag{6.13}$$

Знак минус появился из-за того, что dL и dl имеют разные знаки, так как увеличение глубины проникания dL соответствует уменьшению длины КС dl. В то же время для КС с линейным распределением скорости длина элемента КС однозначно связана с изменением скорости элемента КС dV на его длине (см. рис. 6.11):

$$\begin{aligned} dl &= dV\,t, \qquad t \le t_b, \\ dl &= dV\,t_b, \qquad t > t_b. \end{aligned} \tag{6.14}$$

Здесь $t = \dfrac{x}{V} = \dfrac{L+F}{V}$ — время полета рассматриваемого элемента КС до дна каверны. Объединив соотношения (6.12)–(6.14), получим дифференциальные уравнения кривой проникания в переменных L, V:

$$\begin{aligned} \frac{dL}{dV} &= -\frac{u}{V-u}\frac{L+F}{V}, & \frac{L+F}{V} &\le t_b, \\ \frac{dL}{dV} &= -\frac{u}{V-u}a_0 t_b, & \frac{L+F}{V} &> t_b. \end{aligned} \tag{6.15}$$

Первое дифференциальное уравнение (6.15) описывает проникание непрерывной, второе — разорванной КС. Эмпирический коэффициент

a_0 учитывает изменение проникающей способности разорванной КС. Значение a_0 определяется двумя конкурирующими процессами. Инерционное послетечение материала преграды при проникании дискретной КС приводит к тому, что $a_0 > 1$; вращение и боковое смещение элементов разорванной КС, наоборот, вызывают уменьшение глубины проникания, и $a_0 < 1$. В расчетах обычно принимают $a_0 = 1$.

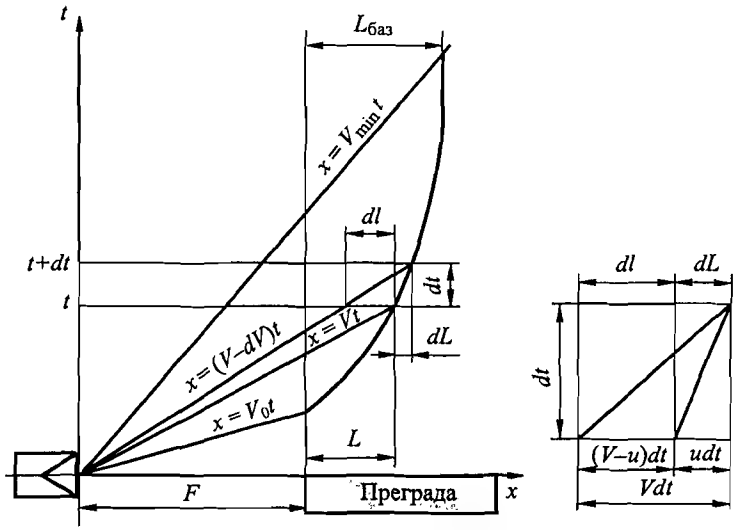


Рис. 6.11. Пространственно-временная диаграмма проникания в преграду кумулятивной струи с линейным распределением скорости

При рассмотрении проникания КС в преграду, не обладающую прочностью, дифференциальные уравнения (6.15) легко интегрируются. Максимальная глубина проникания непрерывной КС с линейным распределением скорости

$$L_{\max} = F\left[\left(\frac{V_0}{V_{\min}}\right)^{1/\gamma} - 1\right]. \qquad (6.16)$$

При проникании КС в разорванном состоянии, когда $\frac{L+F}{V} > t_b$, интегрирование второго уравнения (6.15) дает следующее соотношение:

$$L_b = \frac{(V_0 - V_{\min})t_b}{\gamma}. \qquad (6.17)$$

Если КС проникает в преграду сначала целой, а затем — в разорванном состоянии, то суммарная глубина проникания определяется комбинацией решений (6.16) и (6.17).

Учет влияния поперечной скорости кумулятивной струи на глубину проникания

Условием того, что воздействие элемента КС, обладающего осевой скоростью V и поперечной V_d, приведет к увеличению глубины проникания КС в преграду, является выполнение неравенства

$$(F+L)\frac{V_d}{V} \le \frac{1}{2}(D_{cf} - d_j). \tag{6.18}$$

Физический смысл этого неравенства заключается в том, что элемент КС будет участвовать в пробитии преграды, если его боковой снос у дна каверны не превысит расстояния от поверхности КС до стенки каверны. Неравенство (6.18) можно записать так:

$$V \ge V_{cr} = \frac{2(F+L)V_d}{D_{cf} - d_j}.$$

Определим дискретную булеву функцию η_d следующим образом:

$$\eta_d = \begin{cases} 0, & \text{если} \quad V \ge V_{cr}, \\ 1, & \text{если} \quad V < V_{cr}. \end{cases} \tag{6.19}$$

С использованием этой функции вклад dL_1 в пробитие преграды элемента КС, обладающего поперечной скоростью, определяется следующим образом:

$$dL_1 = dL(1-\eta_d),$$

где dL — приращение глубины проникания невозмущенной КС. Далее везде предполагается, что поперечную составляющую скорости элементы КС получают при разрушении струи. Целая КС не имеет поперечных возмущений.

С использованием функции η_d (6.19) второе дифференциальное уравнение (6.15), которое описывает проникание разорванной КС, имеющей поперечную составляющую скорости, примет вид

$$\frac{dL}{dV} = -\frac{u}{V-u} a_0 t_b (1-\eta_d).$$

Проникание головных элементов кумулятивной струи через элемент динамической защиты

Будем считать, что проникание головных элементов КС через ЭДЗ осуществляется в непрерывном режиме. Для описания кинематики проникания КС через слои элемента ДЗ разрешим соотношение (6.16) относительно скорости струи V:

$$V = V_0\left(\frac{L}{F}+1\right)^{-\gamma}. \tag{6.20}$$

Разлагая в ряд это соотношение в окрестности значения $L = 0$ и оставляя только члены первого порядка, получим уравнение, связывающее скорость КС с малой глубиной ее внедрения или малой толщиной пробиваемой преграды ΔL:

$$V = V_0\left(1-\frac{\gamma\,\Delta L}{F}\right). \tag{6.21}$$

Пространственно-временная диаграмма проникания КС через элемент ДЗ без учета возбуждения детонации в слое ВВ представлена на рис. 6.12. Расстояния между источником КС и слоями ЭДЗ определяются соотношениями

$$S_2 = F_1 + \frac{\delta}{\cos\theta},$$

$$S_3 = F_1 + \frac{\delta_1 + h}{\cos\theta},$$

$$S_4 = F_1 + \frac{\delta_1 + h + \delta_2}{\cos\theta}.$$

Время достижения соответствующих слоев элемента ДЗ:

$$t_1 = \frac{F_1}{V_0},\quad t_2 = \frac{S_2}{V_1},\quad t_3 = \frac{S_3}{V_2},\quad t_4 = \frac{S_4}{V_3}.$$

Время, необходимое для пробития j-го слоя элемента ДЗ, определяется зависимостью $\Delta t_j = t_{j+1} - t_j$.

Скорости элементов КС после пробития слоев ДЗ выражаются соотношениями, полученными из (6.21), в которые вместо ΔL подставляют толщины пробиваемых слоев ЭДЗ (по ходу КС):

$$V_1 = V_0\left(1 - \frac{\delta_1}{\cos\theta}\frac{\gamma_1}{F_1}\right), \qquad \gamma_1 = \sqrt{\frac{\rho_1}{\rho_j}},$$

$$V_2 = V_1\left(1 - \frac{h}{\cos\theta}\frac{\gamma_2}{S_2}\right), \qquad \gamma_2 = \sqrt{\frac{\rho_0}{\rho_j}},$$

$$V_3 = V_2\left(1 - \frac{\delta_2}{\cos\theta}\frac{\gamma_1}{S_3}\right).$$

При использовании ДЗ для защиты от действия кумулятивных боеприпасов легкой бронетехники, тонкобронных проекций танка или различных транспортных контейнеров с малой толщиной бронезащиты (10...20 мм стали) становится актуальной задача учета действия лидера, проникающего через ДЗ на начальной стадии взаимодействия струи с ЭДЗ. Для тяжелой бронетехники действие лидера по основной броне, как правило, не является значимым. В связи с этим рассмотрим расчетную методику определения длины лидера.

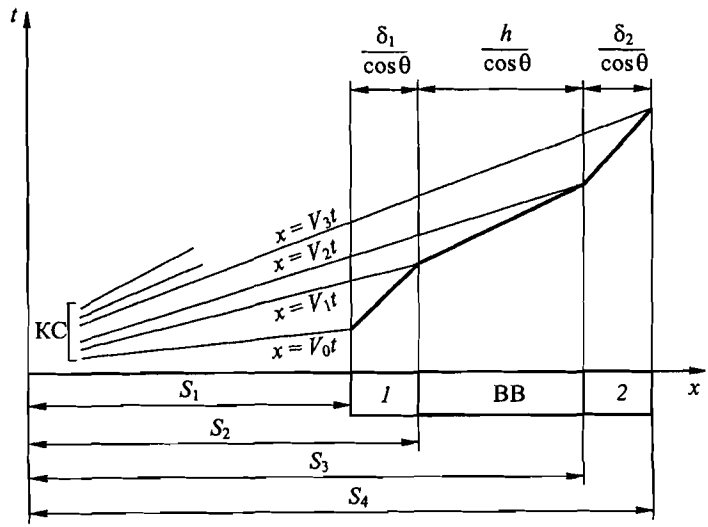


Рис. 6.12. Пространственно-временная диаграмма проникания в преграду головных элементов КС через ЭДЗ: *1*, *2* — пластины ЭДЗ

На рис. 6.13 представлено взаимное положение пластины ДЗ и КС. После пробития пластины и ее ускорения КС будет двигаться без взаимодействия с пластиной до тех пор, пока края отверстия в пласти-

не не пересекутся с поверхностью КС в точках A_1 и A соответственно для лицевой и тыльной пластин ДЗ. Вершина лидера в этот момент времени достигнет точки C. Длина лидера определяется отрезком AC для тыльной пластины и отрезком A_1C для лицевой пластины. Так как тыльная пластина отсекает более короткий лидер, конечная длина лидера определяется условиями взаимодействия КС с тыльной пластиной и расчет длины лидера в дальнейшем выполняется только для тыльной пластины.

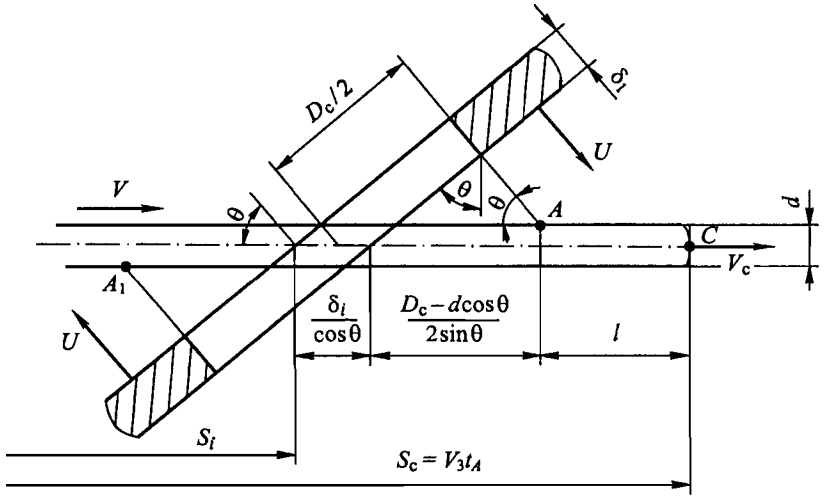


Рис. 6.13. Взаимное положение КС и пластины ДЗ

Как ясно из рис. 6.13, координата точки A (конец лидера) и время движения Δt_A края отверстия до нее определяются соотношениями

$$S_A = S_4 + \frac{(D_c - d_j \cos\theta)}{2\sin\theta},$$

$$\Delta t_A = \frac{(D_c \cos\theta - d_j)}{2U \sin\theta},$$

где U — скорость пластины, направленная по нормали к ее поверхности. Выходу края отверстия на траекторию КС в точку A соответствует момент времени t_A:

$$t_A = t_2 + \tau_д + \tau_р + \frac{D_c}{2D} + \Delta t_A . \qquad (6.22)$$

Составляющие этого времени рассмотрены в разд. 6.2.1.

Скорость первого элемента КС, который встретится со стенками отверстия i-й пластины (i = 1 — лицевая пластина, i = 2 — тыльная пластина), определяется соотношением

$$V_{Ai} = \frac{F_i + (-1)^i \dfrac{D_c - d_j \cos\theta}{2\sin\theta} + \dfrac{\delta_i}{\cos\theta}}{t_{Ai}},$$

где F_i — расстояние от точки истечения КС до i-й пластины.

Предполагается, что время формирования отверстия t_e меньше, чем разность $t_A - t_3$, т. е. к моменту выхода края отверстия на траекторию КС отверстие в пластине уже сформировано. Так как скорость движения вершины лидера равна V_3, ее координата в момент времени t_A:

$$S_c = V_3 t_A.$$

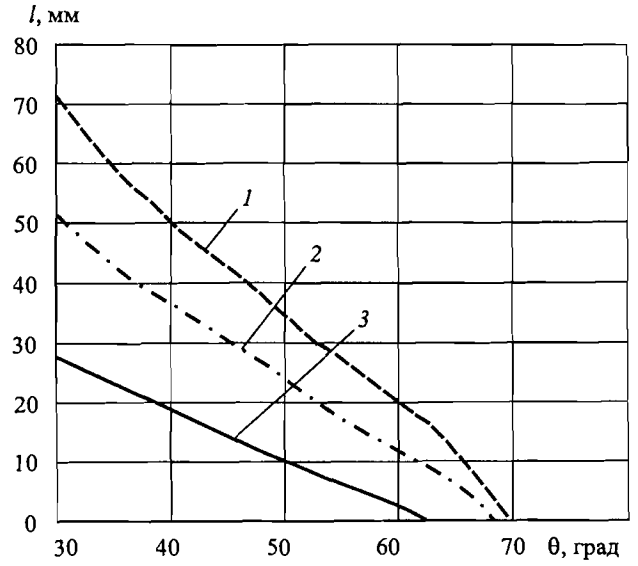
Искомая длина лидера l определится разностью координат точек A и C:

$$l = S_c - S_A.$$

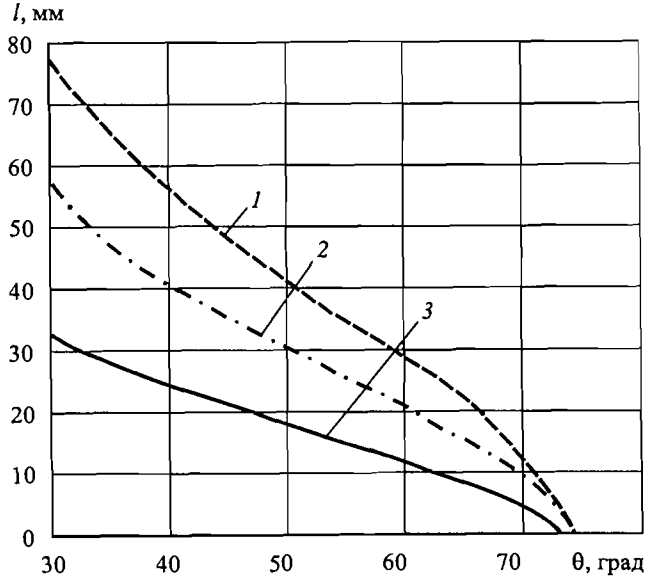
Если при расчетах получают отрицательную длину лидера, то ее приравнивают к нулю.

Был проведен количественный анализ модельной медной КС со следующими характеристиками: V_0 = 8000 м/с, V_{min} = 2000 м/с, d_j = 2 мм; кумулятивный заряд установлен на расстоянии S = 300 мм от ЭДЗ. Элемент состоял из двух стальных пластин одинаковой толщины δ и размещенного между ними слоя ВВ толщиной h. Скорость детонации ВВ 8000 м/с. Пластины и слой ВВ в конкретном ЭДЗ обозначим тремя числами, записанными через тире: первое число — толщина лицевой пластины (мм), второе число — толщина слоя ВВ (мм), третье число — толщина тыльной пластины (мм): например, 2–6–2 или 3–4–3. Толщина пластин, их скорость и динамический предел текучести материала пластин в расчетах варьировались.

Зависимости длины лидера l от угла θ между КС и ЭДЗ при значениях α, равных 0,5, 1,0 (характеризующих время задержки инициирования детонации), для толщин пластин 2, 3 и 4 мм приведены на рис. 6.14, *а*. Скорости пластин различной толщины не одинаковы. Как ясно из рис. 6.14, *а*, с увеличением угла θ длина лидера уменьшается и при некотором значении θ становится равной нулю. Интересно отметить, что длина лидера, пропускаемого ЭДЗ 2–6–2, примерно в 2 раза меньше длины лидера, пропускаемого ЭДЗ 4–3–4.



а



б

Рис. 6.14. Зависимость длины лидера l от угла θ между КС и ЭДЗ для разных толщин пластин:
1 — δ = 4 мм, *u* = 800 м/с; *2* — δ = 3 мм, *u* = 910 м/с; *3* — δ = = 2 мм, *u* = 1250 м/с; *а* — α = 0,5; *б* — α = 1,0

С увеличением толщины пластины даже при сохранении ее скорости постоянной длина лидера возрастает (рис. 6.14, *б*). Это происходит из-за увеличения времени разгона пластины и диаметра отверстия, образующегося при пробитии пластины КС.

Длина лидера зависит также и от скорости пластины ЭДЗ, хотя и не столь сильно, как можно было ожидать. С уменьшением скорости пластин от 1250 до 750 м/с при проникании через ЭДЗ, имеющий пластины толщиной 2 мм, длина лидера возрастает от 12 до 18,5 мм ($\theta = 60°$).

Влияние прочности материала пластин σ_p на длину лидера сказывается только при использовании в качестве материала пластин сталей высокой твердости. Результаты соответствующих расчетов для ЭДЗ 2–6–2 приведены в табл. 6.1.

Таблица 6.1

Значения длины лидера (мм) при различных прочности материала пластин и времени задержки инициирования детонации ($\theta = 60°$)

α	$\sigma_p = 0{,}1$ ГПа	$\sigma_p = 0{,}4$ ГПа	$\sigma_p = 1{,}0$ ГПа	$\sigma_p = 5{,}0$ ГПа
1	12	12	11	6,6
0,5	3,5	3,2	2,7	0
0	0	0	0	0

Как ясно из таблицы, существенное влияние на длину лидера оказывает время задержки инициирования детонации. Для каждого значения $\tau_д$ существует граничный угол наклона ЭДЗ $\theta_{гр}$, при превышении которого ЭДЗ не пропускает лидер ($l = 0$). Для штатного ЭДЗ значениям α, равным 0; 0,5; 1,0, соответствуют значения $\theta_{гр}$ 55, 63, 73°.

Разработанная методика может быть уточнена путем учета кинематики формирования отверстия в пластине.

Геометрия, кинематика и динамика взаимодействия кумулятивной струи с пластинами динамической защиты

Взаимное расположение кумулятивного заряда, ЭДЗ и преграды представлено на рис. 6.15. Для упрощения записи выражений будем предполагать, что скорости пластин U_i направлены по нормали к их поверхности. Тогда проекции скоростей пластин на оси координат x и y будут определяться по формулам

$$U_{xi} = (-1)^i U_i \cos\theta, \qquad U_{yi} = (-1)^{i+1} U_i \sin\theta, \tag{6.23}$$

где i = 1, 2 — номер пластины. Полное время взаимодействия Δt_i i-й пластины ЭДЗ с КС может быть определено с помощью соотношения

$$\Delta t_i = \frac{S_i \cos\theta - \dfrac{d_j}{2}}{U_i \sin\theta}, \qquad (6.24)$$

где S_i — координата точки попадания КС в пластину относительно ее края B_i (рис. 6.15). Промежуток времени t_{B_i} между началом истечения КС и окончанием ее взаимодействия с i-й пластиной можно вычислить аналогично (6.22):

$$t_{B_i} = t_i + \tau_д + \tau_p + \frac{S_i}{D} + \Delta t_i,$$

где t_i — время достижения КС i-й пластины.

При расчетах обычно полагают, что ЭДЗ пробивается головным элементом КС длиной l_0 = 10...15 мм, движущимся со скоростью V_0. Дальнейшее упрощение связано с предположением о мгновенном ускорении пластины после инициирования детонации в слое ВВ.

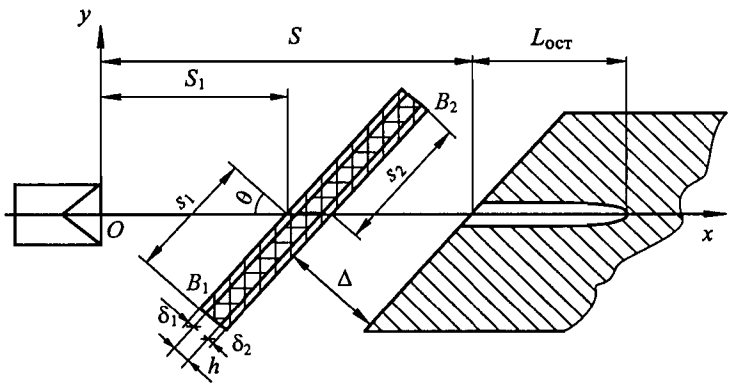


Рис. 6.15. Взаимное положение кумулятивного заряда, ЭДЗ и преграды

Скорость КС V_{B_i} в момент времени схода пластин с траектории КС определяется соотношением

$$V_{B_i} = \frac{F_i + (-1)^i \left(s_i - \dfrac{d_j \cos\theta}{2} \right) \dfrac{1}{\sin\theta}}{t_{B_i}}. \qquad (6.25)$$

На рис. 6.16 представлена пространственно-временная диаграмма процесса проникания КС в преграду, расположенную за ЭДЗ. На этой диаграмме схематично показаны все основные стадии взаимодействия КС с пластинами ДЗ и соответствующие им участки КС и каверны в преграде.

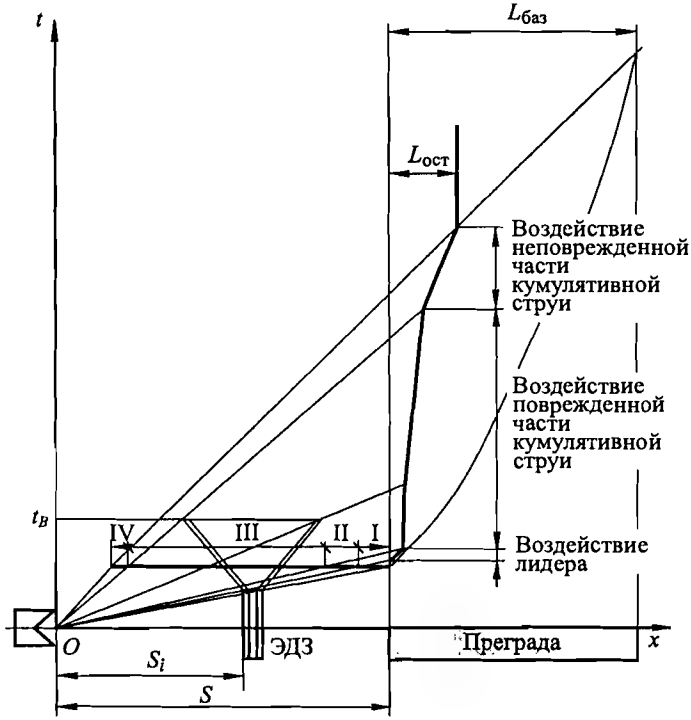


Рис. 6.16. Пространственно-временная диаграмма проникания КС в преграду, снабженную ДЗ:
I — часть КС, израсходованная при пробитии ЭДЗ; II — головной элемент КС, проникающий через ДЗ; III — поврежденная часть КС; IV — неповрежденная часть КС; t_B — момент схода пластин с траектории КС

Динамика взаимодействия КС с движущимися пластинами зависит от режима взаимодействия КС с пластинами. Рассмотрим стационарное взаимодействие ($\lambda_l > 1$).

Стационарное взаимодействие КС с движущейся пластиной удобнее всего анализировать в системе координат, связанной с пластиной. В этой системе координат пластина неподвижна, а КС получает составляющую скорости, противоположную скорости пластины. Ре-

зультирующую скорость КС обозначим V_{φ_i}. Тогда в соответствии с рис. 6.17 имеем

$$V_{\varphi_i} = [V^2 + U_i^2 - (-1)^i 2VU_i \cos\theta]^{1/2},$$
$$\sin\varphi_i = \frac{U_i}{V_{\varphi_i}} \sin\theta, \tag{6.26}$$

где φ_i — угол между векторами V_{φ_i} ($i = 1, 2$) и V.

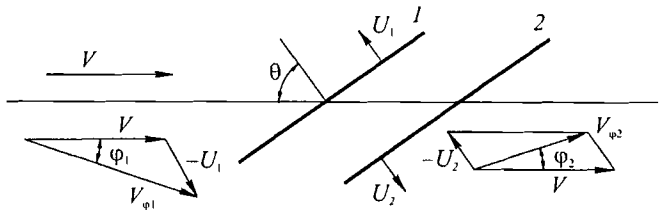


Рис. 6.17. Преобразование скорости КС в системах координат, связанных с движущимися пластинами

Для построения количественной модели примем следующие предположения: 1) в процессе взаимодействия не происходит замедления и искривления КС и пластин — каждый элемент КС проникает через пластину независимо от других элементов; 2) стационарное высокоскоростное проникание КС в пластину в направлении, совпадающем с направлением вектора V_{φ_i}, описывается формулой Лаврентьева, в соответствии с которой глубина проникания p_i элемента КС с длиной l_i связана соотношением

$$p_i = l_i \sqrt{\frac{\rho_j}{\rho_{пл}}}.$$

Схематично процесс проникания КС через пластины ЭДЗ представлен на рис. 6.18. Пусть при пробитии тонкой пластины диаметр КС уменьшается на Δd. Тогда при сделанных предположениях справедливы следующие соотношения:

$$l_i = \frac{\Delta d}{\sin\varphi_i}, \qquad p_i = \frac{\Delta d}{\sin\theta} \sqrt{\frac{\rho_j}{\rho_{пл}} \frac{V_{\varphi_i}}{U_i}}.$$

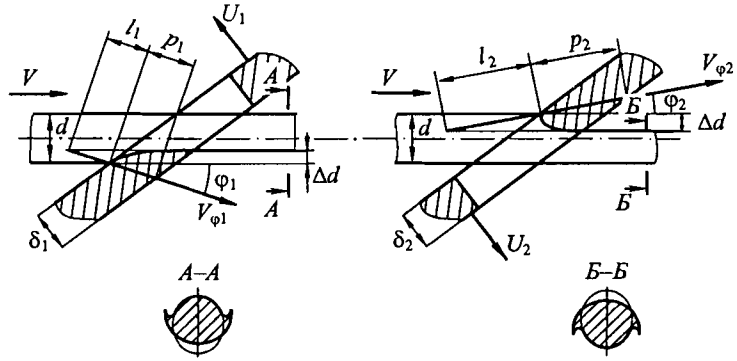


Рис. 6.18. Проникание КС через пластины ЭДЗ в стационарном режиме

Глубина проникания КС при ее полном срабатывании, т. е. при $\Delta d = d$, и глубина реза H_i (расстояние от поверхности пластины до дна каверны) равны:

$$p_i = \frac{d}{\sin\theta}\sqrt{\frac{\rho_j}{\rho_{пл}}}\frac{V_{\varphi_i}}{U_i}, \qquad H_i = p_i\cos\left(\theta + (-1)^i\varphi_i\right).$$

С использованием соотношений (6.26) для H_i нетрудно получить выражение

$$H_i = d_j\sqrt{\frac{\rho_j}{\rho_{пл}}}\left[\frac{V}{U_i\mathrm{tg}\theta} - \frac{(-1)^i}{\sin\theta}\right].$$

Если пренебречь тыльными эффектами, то это выражение определяет толщину движущейся пластины, которая может быть перерезана КС, или, иными словами, толщину пластины, необходимую для полного поглощения КС при данных условиях взаимодействия. Из полученного выражения следует, что более эффективное поглощение КС обеспечивается тыльной пластиной ЭДЗ, так как для полного поглощения КС требуются более тонкие тыльные пластины по сравнению с лицевыми.

В процессе взаимодействия КС с пластиной происходит ее отклонение в боковом направлении в сторону смещения пластины. К сожалению, задача о несимметричном косом соударении струй несжимаемой жидкости, с помощью которой можно было бы проанализировать это отклонение, не имеет однозначного решения. Для определения конфигурации образующегося течения приходится привлекать дополнительные (кроме законов сохранения массы, импульса и энергии) предположения о геометрии растекающихся струй.

В [6.4, 6.15, 6.16] угол отклонения КС определяется для двух типов ударного взаимодействия без образования обратных струй: 1) для абсолютно неупругого удара, когда после взаимодействия пластина и КС движутся совместно с одинаковой скоростью; 2) для не вполне упругого удара, когда струе передается от пластины только перпендикулярная к КС составляющая импульса, а горизонтальная составляющая импульса КС не изменяется. Первый тип наиболее характерен для взаимодействия КС с лицевой пластиной ЭДЗ, второй — для взаимодействия КС с тыльной пластиной ЭДЗ.

Для определения угла отклонения КС перейдем к системе координат, связанной с точкой К пересечения КС с движущейся пластиной. На рис. 6.19 представлены конфигурации взаимодействия КС с пластинами в режимах абсолютно неупругого и не вполне упругого удара. Использование закона сохранения потоков импульсов КС и пластины до ударного взаимодействия и после него позволяет получить следующие выражения для угла отклонения КС:

– для абсолютно неупругого удара

$$\operatorname{tg}\beta_i = \left[\frac{\pi d_j}{4\kappa\delta_i \cos\theta} \left(\frac{V}{U_i \operatorname{tg}\theta} - \frac{(-1)^i}{\sin\theta} \right)^2 - (-1)^i \operatorname{tg}\theta \right]^{-1};$$

– для не вполне упругого удара

$$\operatorname{tg}\beta_i = \frac{\cos\theta}{\lambda_i} \left[\frac{V}{U_i} \frac{1}{\operatorname{tg}\theta} - \frac{(-1)^i}{\sin\theta} \right]^{-1}.$$

В действительности, как показывает тщательный анализ рентгенограмм, взаимодействие КС с пластинами ДЗ сопровождается образованием обратных струй, вследствие чего потоки массы и импульса в направлении защищаемой преграды несколько уменьшаются.

Элемент КС, имеющий скорость V и диаметр d_j и изменивший в момент времени t в результате взаимодействия с пластиной ДЗ направление своего движения на угол β, будет участвовать в увеличении глубины проникания, если он попадет в дно каверны глубиной L и диаметром D_{cf} — см. (6.2). Для этого необходимо выполнение неравенства

$$(F + L - Vt) \operatorname{tg}\beta \le \frac{1}{2}(D_{cf} - d_j). \qquad (6.27)$$

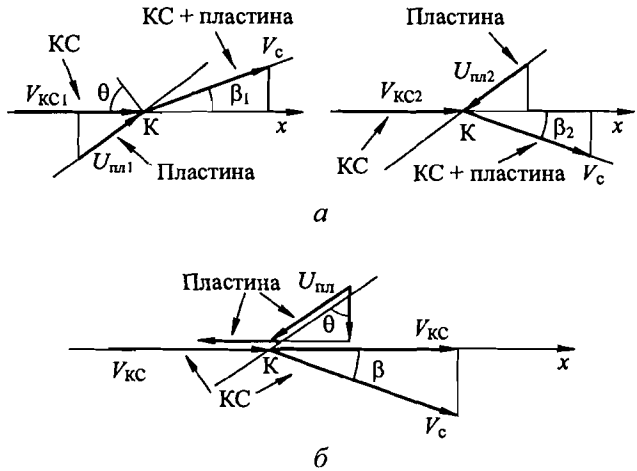


Рис. 6.19. Конфигурации взаимодействия КС с пластинами:
а — при абсолютно неупругом ударе (*слева* — с лицевой пластиной, *справа* — с тыльной пластиной); *б* — при не вполне упругом ударе (с тыльной пластиной)

При невыполнении этого неравенства элемент КС будет взаимодействовать с боковой поверхностью каверны. Образуем булеву функцию η_β, определяющую участие или неучастие элемента КС в пробитии основной преграды в результате изменения направления его движения. Для этого введем в рассмотрение функцию

$$G = (F + L - Vt)\,\mathrm{tg}\beta - \frac{1}{2}(D_{cf} - d_j).$$

В соответствии с неравенством (6.27) функцию η_β определим следующим образом:

$$\eta_\beta = \begin{cases} 1, & \text{если} \quad G \le 0 \quad \text{(элемент КС в пробитии участвует)}, \\ 0, & \text{если} \quad G > 0 \quad \text{(элемент КС в пробитии не участвует)}. \end{cases}$$

При нестационарном взаимодействии ($\lambda_i < 1$) лишь часть КС расходуется на пробитие пластин. Определим функцию расхода КС на пробитие движущейся пластины.

Из первого уравнения (6.15) находим взаимосвязь между приращением глубины проникания ΔL в момент времени $t = (F + L)/V$ и

интервалом скоростей ΔV на концах израсходованного при этом элемента КС:

$$\Delta V = -\frac{V-u}{u}\frac{1}{t}\Delta L.$$

Будем считать, что это уравнение справедливо и при проникании КС через пластины ДЗ. Тогда для схемы проникания, представленной на рис. 6.18, потеря скорости КС при проникании через i-ю пластину ΔV_i может быть определена с помощью соотношения

$$\Delta V_i = \frac{V_{\varphi_i}-u}{u}\frac{1}{t}\frac{\delta_i}{\cos(\theta-(-1)^i\varphi_i)}.$$

Если $t > t_b$, то, чтобы учесть разрушение КС, принимают $t = t_b$.

При взаимодействии элемента КС, имеющего скорость V, с пластиной образуется отверстие с максимальным диаметром D_c — см. (6.2). Промежуток времени Δt_i, необходимый для достижения стенками отверстия поверхности КС, определяется в соответствии с рис. 6.13:

$$\Delta t_i = \frac{(D_c\cos\theta - d_j)}{2U_i\sin\theta}.$$

Скорость последнего элемента КС V_{1_i}, прошедшего через это отверстие, с учетом смещения пластин может быть определена с помощью соотношения

$$V_{1_i} = \frac{Vt - U_i\Delta t_i}{t+\Delta t_i}.$$

Образуем функцию $\zeta_i(V)$, определяющую расход КС на пробитие движущихся пластин и равную отношению интервала скоростей ΔV_i к разности $(V - V_{1_i})$:

$$\zeta_i(V) = \frac{\Delta V_i}{V - V_{1_i}}. \qquad (6.28)$$

Близость этой функции к единице свидетельствует о том, что КС практически полностью расходуется на пробитие пластины. Если же функция $\zeta_i(V)$ меньше единицы, то КС взаимодействует с пластиной в нестационарном режиме — часть КС успевает пролететь через отверстие. Действие этой части КС, пропорциональное величине $(1 - \zeta_i(V))$, необходимо учитывать при расчете глубины проникания КС в основную преграду.

Дифференциальные уравнения проникания кумулятивной струи в преграду с динамической защитой

Исходная система дифференциальных уравнений (6.15) описывает проникание КС с линейным распределением скорости без поперечных возмущений в незащищенную преграду. Поперечные возмущения КС, а также воздействие на КС ДЗ приводит к уменьшению глубины ее проникания в преграду. Основные физические механизмы уменьшения проникающей способности КС были рассмотрены выше. Частичное поглощение КС в процессе нестационарного взаимодействия с пластинами ДЗ можно учесть с помощью функции $\zeta_i(V)$ — см. (6.28). Отклонение КС от прямолинейной траектории учитывается с помощью булевых функций η_β и η_d, режим взаимодействия определяется функцией η_M.

Поскольку дифференциальные уравнения (6.15) явно не содержат времени t в качестве переменной, его нужно исключить из выражений для $\zeta_i(V)$, η_β , η_d и η_M. В этих выражениях t — время, прошедшее с момента истечения элемента КС, имеющего скорость V, из источника, до момента столкновения этого элемента с движущейся пластиной ДЗ. Это время, помимо времени движения головного элемента КС до пластины, включает в себя время задержки инициирования детонации в слое ВВ $\tau_д$ и время разгона пластины $\tau_р$. Относительно источника КС координата точки пластины ДЗ, в которую попадет в рассматриваемый момент времени t элемент КС, равна

$$x_i = F_i + U_{y_i}\left(t - \frac{F_i}{V_0} - \tau_д - \frac{\tau_р}{2}\right).$$

В то же время $x_i = Vt$. Приравнивая эти соотношения, выразим t как функцию скорости элемента КС, взаимодействующего с i-й пластиной ДЗ:

$$t_i = \frac{S_i - U_{y_i}\left(\dfrac{S_i}{V_0} + \tau_д + \dfrac{\tau_р}{2}\right)}{V - U_{y_i}}.$$

Из всей КС с ДЗ взаимодействует головной элемент КС, пробивающий ДЗ, и участок КС, скорость которого заключена в пределах

$$V_{A_i} \le V \le V_{B_i}.$$

Для выделения этого участка КС определим булеву функцию η_V:

$$\eta_V = \begin{cases} 1, & \text{если} \quad V \in [V_{B_i}, V_{A_i}], \\ 0, & \text{если} \quad V \notin [V_{B_i}, V_{A_i}]. \end{cases}$$

С помощью комбинации функций $\zeta_i(V)$, η_β , η_d, η_M и η_V, зависящих от скорости элемента КС, можно определить вклад каждого элемента в пробитие основной преграды. Разделим все элементы КС, взаимодействующие с пластинами ДЗ ($\eta_V = 1$), на две группы: непрерывно взаимодействующие с пластиной — стационарный режим ($\eta_M = 1$) и периодически взаимодействующие — нестационарный режим $(1 - \eta_M) = 1$. К первой группе относятся элементы, для которых $\eta_V \eta_M = 1$, ко второй — для которых $\eta_V (1 - \eta_M) = 1$. Из элементов КС первой группы в пробитии основной преграды не будут участвовать те, для которых $(1 - \eta_\beta) = 1$. Таким образом, произведение булевых функций, равное

$$\Lambda_d = \eta_V \eta_M (1 - \eta_\beta),$$

разделяет элементы КС первой группы на элементы, участвующие в пробитии основной преграды ($\Lambda_d = 0$), и элементы, не принимающие участия в пробитии основной преграды из-за их сильного отклонения ($\Lambda_d = 1$).

Часть элементов КС второй группы, взаимодействующих с пластинами ДЗ в нестационарном режиме, поглощается при пробитии движущихся пластин и не участвует в пробитии основной преграды. Доля этих элементов относительно всех элементов второй группы составляет

$$\Lambda_b = \eta_V (1 - \eta_M) \zeta_i(V).$$

Суммарное уменьшение глубины пробития основной преграды вследствие как отклонения, так и срабатывания КС на движущейся пластине определяется функцией, характеризующей защищающую способность движущейся пластины:

$$\Lambda = \Lambda_d + \Lambda_b. \tag{6.29}$$

Количественное значение Λ выражает долю элемента КС, соответствующую скоростному диапазону dV, поглощенному или отклоненному пластиной ДЗ. В пробитии основной преграды будет участвовать оставшаяся часть элемента КС, относительная величина которой равна $(1 - \Lambda)$.

При проникании КС через ЭДЗ, включающий в себя две пластины, в пробитии основной преграды будет участвовать часть каждого элемента КС, относительная величина которой будет равна произведению

$$(1-\Lambda_1)(1-\Lambda_2),$$

где Λ_1, Λ_2 — защищающие способности соответственно лицевой (индекс 1) и тыльной (индекс 2) пластин ЭДЗ. Это произведение характеризует проникающую способность КС при прохождении через ЭДЗ.

Если преграда оснащается многорядной ДЗ из нескольких ЭДЗ, то проникающая способность КС, проходящей через все ЭДЗ, будет равна произведению проникающих способностей частей струи, проходящей через отдельные элементы.

С учетом изложенного система дифференциальных уравнений (6.15), описывающая проникание КС в преграду, оснащенную ДЗ, принимает вид

$$\begin{aligned} \frac{dL}{dV} &= -\frac{u}{V-u}\frac{F+L}{V}(1-\Lambda_1)(1-\Lambda_2), \qquad \frac{F+L}{V} \le t_b, \\ \frac{dL}{dV} &= -\frac{ut_b}{V-u}a_0(1-\eta_d)(1-\Lambda_1)(1-\Lambda_2), \qquad \frac{F+L}{V} > t_b. \end{aligned} \tag{6.30}$$

Для определения глубины остаточного пробития основной преграды эта система дифференциальных уравнений должна интегрироваться в диапазоне скоростей КС $V \in [V_{\min}, V_0]$ с начальным условием: $V = V_0$, $L = L_1$ (L_1 — глубина проникания лидера).

Анализ защищающей способности модельного элемента динамической защиты

Количественный анализ защищающей способности модельного ЭДЗ, состоящего из двух стальных пластин толщиной 2 мм и слоя ВВ, который обеспечивает скорость их метания $U = 1300$ м/с, выполнен для случая воздействия на него медной КС с характеристиками $d_j = 2$ мм, $V_0 = 8000$ м/с, $V_{\min} = 2000$ м/с, $V_d = 8$ м/с, $t_b = 100$ мкс, пробивающей 500 мм стальной брони при $F = 500$ мм. Длина пластин ЭДЗ 250 мм, расстояние их установки $F_1 = 300$ мм.

Вклад различных элементов КС в остаточное пробитие основной преграды для угла взаимодействия $\theta = 65°$ и координат точки попадания $s_1 = s_2 = 125$ мм представлен на рис. 6.20, *а*. На рисунке видно, что хвостовые элементы КС полностью поглощаются ЭДЗ.

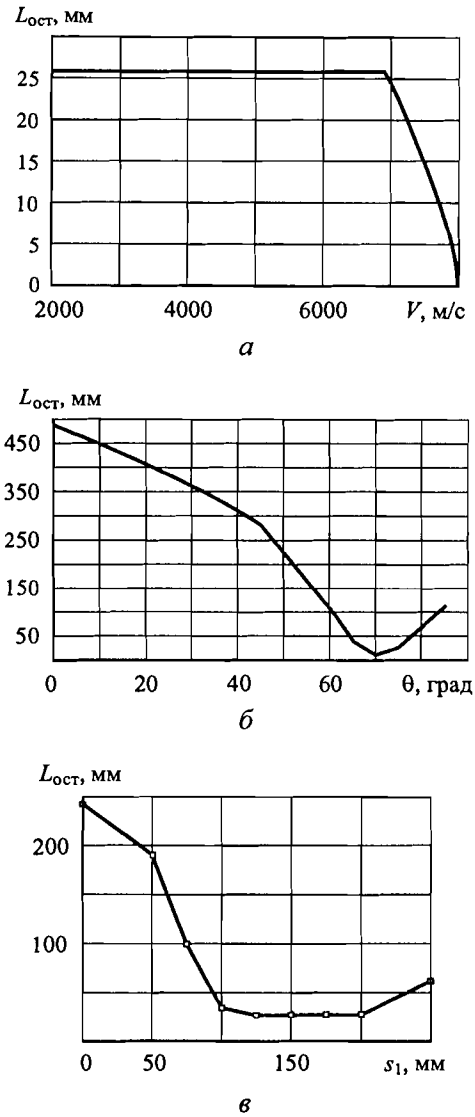


Рис. 6.20. Глубина остаточного проникания КС в основную преграду в зависимости от условий взаимодействия с ЭДЗ:
а — от скорости элементов КС; *б* — от угла между КС и ЭДЗ; *в* — от координат точки попадания

Основной характеристикой защищающей способности ЭДЗ является зависимость глубины остаточного проникания $L_{ост}$ от угла воздействия θ (рис. 6.20, *б*). Минимальная величина $L_{ост}$ достигается при θ = 65...75°.

Важной характеристикой защищающей способности ЭДЗ является зависимость $L_{ост}$ от координаты s_1 точки попадания КС в ЭДЗ (рис. 6.20, *в*). Глубина остаточного проникания слабо зависит от s_1 при попадании КС в нижнюю часть ЭДЗ ($L_1 > 100$ мм), когда основное воздействие на КС оказывает лицевая пластина.

Необходимо отметить, что сравнение известных экспериментальных данных по $L_{ост}$ с расчетными (для тех же условий воздействия) показывает их удовлетворительное совпадение.

Упрощенная методика расчета эффективности динамической защиты

Если поток массы КС в точке пересечения с пластиной ЭДЗ не превосходит поток массы материала пластины или сравним с ним ($\lambda_i \le 1$), то в первом приближении можно считать, что в процессе взаимодействия КС с пластиной происходит полное поглощение КС (срабатывание, рассеяние, отклонение на большие углы).

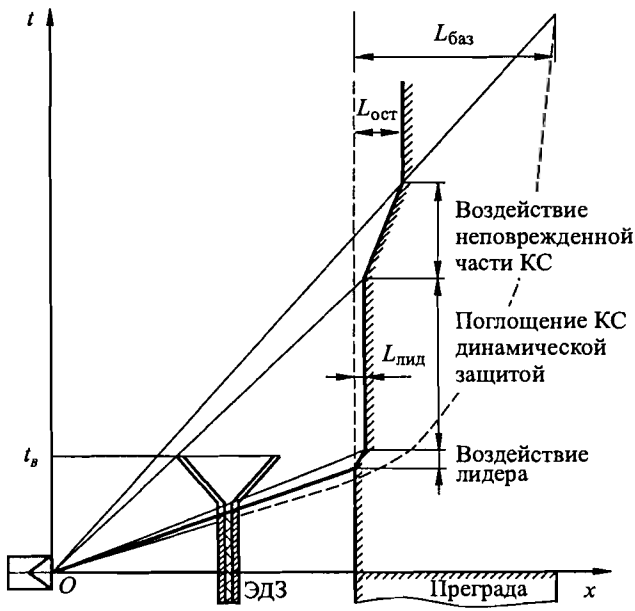


Рис. 6.21. Упрощенная пространственно-временная диаграмма проникания КС в преграду, снабженную ДЗ ($t_в$ — момент схода пластин с траектории КС)

В упрощенной методике расчета предполагается, что участок КС, взаимодействующий с пластинами ЭДЗ, не принимает участия в пробитии основной преграды. Пространственно-временная диаграмма процесса проникания КС в преграду с ДЗ для этого случая представлена на рис. 6.21. Задача расчета остаточной глубины проникания КС $L_{ост}$ становится чисто кинематической. Как ясно из рис. 6.21, $L_{ост}$ образуется от действия лидера и хвостовых элементов КС, не перехваченных пластинами ЭДЗ.

Если поток массы КС в точке пересечения с пластиной значительно превосходит поток массы материала пластины, то ЭДЗ становится частично проницаемым для КС. В упрощенной методике проницаемость ЭДЗ можно учесть с помощью коэффициента проницаемости ψ, равного отношению Δl_1 длины элемента КС, проникшего через ЭДЗ, к его первоначальной длине Δl. По мере увеличения λ коэффициент ψ увеличивается от нуля до единицы.

6.2.3. Расчет защиты от тандемных кумулятивных боеприпасов

При разработке защиты от тандемных кумулятивных боеприпасов (ТКБ) задача, по существу, сводится к сопоставлению времени нахождения метаемых пластин ДЗ на оси основного заряда (ОЗ) с временем задержки начала формирования струи ОЗ. Например, при длине пластин блока навесной ДЗ $l = 250$ мм и скорости метания $V_{пл} \approx 1150$ м/с время их нахождения на оси ОЗ при угле встречи $\alpha = 60°$ составляет

$$\Delta t = \frac{S}{V_{пл}} = \frac{l \sin 30°}{V_{пл}} = 110 \text{ мкс},$$

т. е. при воздействии ТКБ с временем задержки инициирования свыше 110 мкс и бронепробивной способности ОЗ, превышающей стойкость основной брони, такой тип ДЗ неэффективен, так как струя ОЗ воздействует уже на не защищенную устройством ДЗ основную «пассивную» броню.

Одним из главных вопросов при создании защиты от ТКБ является определение защищающей способности устройства ДЗ, располагающегося в лицевых слоях многослойной преграды, а именно определение достаточности времени ее функционирования для противодействия струе основного заряда. Результаты экспериментальных и теоретических исследований дают возможность разработать такую

методику, которая может служить инструментом для проведения инженерных расчетов при синтезе рациональных структур защиты.

Феноменологию процесса взаимодействия ТКБ с простейшим устройством ДЗ (две пластины одинаковой толщины, метаемые в обе стороны взрывом слоя ВВ, расположенного между ними, — рис. 6.22) можно при определенных допущениях (скорости полета пластин и скорость боеприпаса пренебрежимо малы по сравнению со скоростью струи) представить в такой последовательности:

1) образуется струя предварительного заряда (ПЗ);

2) ее головные части летят до лицевой пластины, метаемой «навстречу», проходят ее и проникают в слой ВВ, что занимает время

$$\tau_{\text{ПЗ}} = \frac{F_1 + b_1/\cos\alpha}{V_{\text{г. ПЗ}}};$$

3) инициируется ВВ, начинается разгон пластин, что занимает время $\tau_{\text{р}} \approx 30...80$ мкс (до полного набора скорости пластинами) для пластин толщиной 15...40 мм;

4) через время $\tau_{\text{з}}$ от начала инициирования ПЗ начинается струеобразование из ОЗ.

Таким образом, задержка инициирования ОЗ относительно начала полета пластины, метаемой «навстречу», составляет:

$$T = \tau_{\text{з}} - (\tau_{\text{ПЗ}} + \tau_{\text{р}}).$$

Перемещение пластины длиной l до момента соударения со струей ОЗ невелико, так как скорость полета пластины равна 150...300 м/с, а скорость струи 8...9 км/с. Путь пластины за это время рассчитывают по формуле

$$S_1 = V_{\text{пл}} T$$

или

$$S_1 = V_{\text{пл}}(\tau_{\text{з}} - \tau_{\text{ПЗ}} - \tau_{\text{р}}).$$

Значения $V_{\text{пл}}$ рассчитывают по модифицированным уравнениям Гарни.

Таким образом, до момента соударения со струей ОЗ из процесса взаимодействия выводится длина пластины

$$\Delta l = S_1 \operatorname{tg}\alpha,$$

ее оставшаяся (эффективная) длина составляет

$$l_{\text{ост}} = l/2 - S_1 \operatorname{tg}\alpha.$$

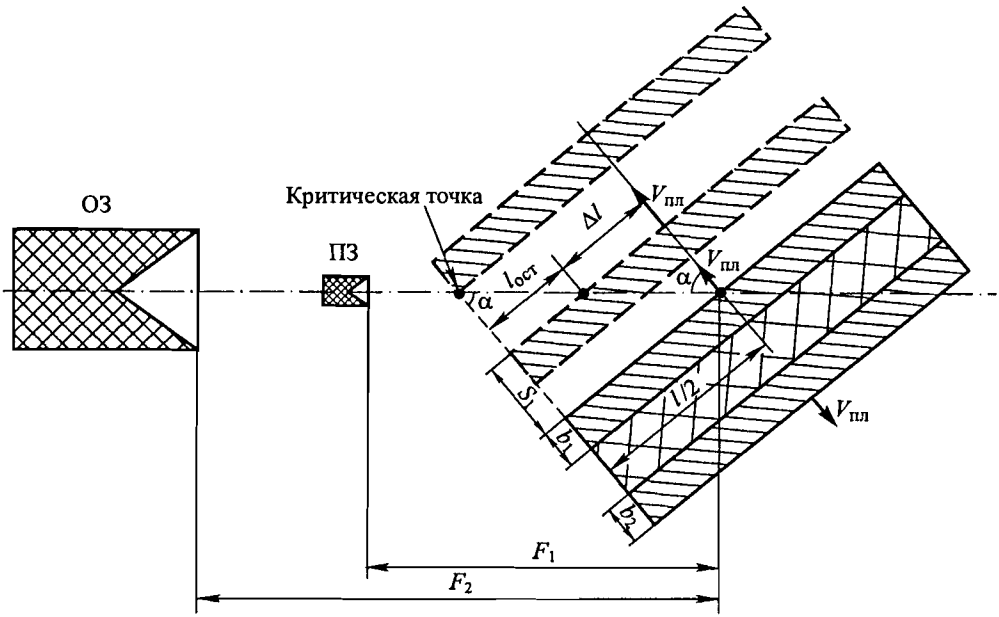


Рис. 6.22. Геометрическая схема взаимного расположения боевых частей ТКБ и метаемых пластин

Необходимым и достаточным условием взаимодействия пластины со всей длиной струи является выполнение неравенства

$$\frac{F_2 - l_{ост}/\sin\alpha - b_1/\cos\alpha}{V_{х.оз}} < \frac{l_{ост}/\operatorname{tg}\alpha + b_1}{V_{пл}},$$

где $V_{х.оз}$ — скорость хвостовой части струи (остальные обозначения ясны из рис. 6.22).

Левая часть неравенства представляет собой время, необходимое хвостовым частям струи, чтобы долететь до «критической» точки встречи с нижним краем пластины, правая — время выхода нижней кромки пластины на ось ОЗ. Для определения длины части струи, не успевшей вступить во взаимодействие с пластиной, необходимо решить уравнение

$$\frac{F_2 - l_{ост}/\sin\alpha - b_1/\cos\alpha}{V_{кр}} \le \frac{l_{ост}/\operatorname{tg}\alpha + b_1}{V_{пл}},$$

откуда

$$V_{кр} = \frac{\left(F_2 - \dfrac{l_{ост}}{\sin\alpha} - \dfrac{b_1}{\cos\alpha}\right)V_{пл}}{l_{ост}/\operatorname{tg}\alpha + b_1},$$

где $V_{кр}$ — скорость неразрушенной части струи, вышедшей за критическую точку на продольной оси.

Решения этого уравнения лежат в области $V_{кр} \geq 2{,}5$ км/с. Получение результатов, меньших, чем скорость $V_{кр}$, означает, что струя полностью провзаимодействовала с пластиной. Тогда, зная кинематические параметры струи ОЗ, можно рассчитать ее остаточное бронепробитие.

Пусть, например, задан ТКБ с параметрами: $F_1 = 100$ мм, $F_2 = 600$ мм, $\tau_з = 500$ мкс (вариант 1), ПЗ ∅50 мм с бронепробивной способностью 250 мм, ОЗ ∅125 мм с известными конструктивными параметрами и бронепробивной способностью 600 мм; ТКБ воздействует по броне, оснащенной устройством ДЗ, под углом $\alpha = 60°$; длина пластин 500 мм, толщина 25 мм; воздействие осуществляется по центру лицевой пластины ДЗ; скорость пластин — около 350 м/с; $V_{г.пз}$ — 8 км/с; время разгона пластины 50 мкс.

Требуется оценить эффективность струегашения лицевой пластиной устройства ДЗ.

Для решения этой задачи последовательно производим вычисления:

$$S_1 = V_{пл}(\tau_з - \tau_{ПЗ} - \tau_р) =$$

$$= 350 \text{ мм} \cdot 10^{-3} \text{ мкс}^{-1} \cdot \left(500 \text{ мкс} - \frac{(100+50) \text{ мм}}{8 \text{ мм} \cdot \text{мкс}^{-1}} - 50 \text{ мкс}\right) = 150 \text{ мм};$$

$$l_{ост} = l/2 - S_1 \operatorname{tg}\alpha = 250 \text{ мм} - 150 \text{ мм} \cdot 1{,}73 = -10 \text{ мм}.$$

Значение V_x можно не определять, так как знак минус в значении $l_{ост}$ показывает, что к моменту прохождения головной частью струи ОЗ «критической» точки нижняя кромка пластины сошла с траектории струи, т. е. при $\tau_з = 500$ мкс величина струегашения лицевой пластиной при действии ОЗ равна нулю.

Рассмотрим вариант, когда $\tau_з = 400$ мкс. В этом случае

$$S_1 = 350 \text{ мм} \cdot 10^{-3} \text{ мкс}^{-1} \cdot (400 \text{ мкс} - 18{,}75 \text{ мкс} - 50 \text{ мкс}) = 116 \text{ мм};$$

$$l_{ост} = 250 \text{ мм} - 116 \text{ мм} \cdot 1{,}73 = 49 \text{ мм};$$

$$V_x = \frac{\left(600 \text{ мм} - \dfrac{49 \text{ мм}}{0{,}87} - 50 \text{ мм}\right) \cdot 350 \text{ мс}^{-1}}{\dfrac{49 \text{ мм}}{1{,}73} + 25 \text{ мм}} = \frac{494 \text{ мм}}{53 \text{ мм}} \cdot 350 \text{ мс}^{-1} =$$

$$= 3262 \text{ м/с} = 3{,}2 \text{ км/с}.$$

Струя провзаимодействовала с пластиной практически по всей длине, кроме хвостовых участков, имеющих скорость 3,2...2,5 км/с.

В случае, когда $\tau_з = 250$ мкс,

$$S_1 = 350 \text{ мм} \cdot 10^{-3} \text{ мкс}^{-1} \cdot (250 \text{ мкс} — 68{,}75 \text{ мкс}) = 63{,}4 \text{ мм};$$

$$l_{ост} = 250 \text{ мм} - 63{,}4 \text{ мм} \cdot 1{,}73 = 141 \text{ мм};$$

$$V_x = \frac{\left(600\,\text{мм} - \dfrac{141\,\text{мм}}{0{,}87} - 50\,\text{мм}\right) \cdot 350\,\text{мс}^{-1}}{\dfrac{141\,\text{мм}}{1{,}73} + 25\,\text{мм}} = \frac{388\,\text{мм}}{106{,}5\,\text{мм}} \cdot 350\,\text{мс}^{-1} = 1{,}27\,\text{км/с}.$$

Вся струя успевает разрушиться на пластине.

Коэффициент эффективности действия ДЗ (в процентах) можно определить как отношение величины потерь бронепробивного действия КС к исходной бронепробиваемости:

$$K_{ДЗ} = (L - L_{ост})/L \cdot 100\ \%.$$

На рис. 6.23 и 6.24 показаны зависимости изменений V_x и $K_{ДЗ}$ от $\tau_з$.

Необходимо подчеркнуть, что полученные результаты касаются взаимодействия обоих зарядов ТКБ только с пластиной, летящей навстречу КС, в случае прицеливания по ее середине. Если тыльная пластина неподвижна, смещение точки прицеливания вверх от средней линии приводит к увеличению времени эффективного функционирования лицевой пластины, смещение вниз — к уменьшению.

Преимущество структур ДЗ с двусторонним разлетом пластин состоит в выравнивании стойкости по площади: когда уменьшается эффективная длина лицевой пластины, увеличивается длина тыльной, и наоборот. Наименьшие эффективная длина и «безопасное» время задержки инициирования ТКБ соответствуют прицеливанию по средней линии, однако в этом случае на струю воздействуют одновременно обе пластины: тыльная пластина дополнительно тормозит, разрушает и разэшелонирует фрагменты струи, вышедшие за тыл лицевой пластины.

Для получения корректных результатов расчетов взаимодействия КС с ТКБ необходимо выполнение трех условий: 1) пластины ДЗ должны быть одинаковой толщины; 2) они должны быть симметричны относительно оси воздействия; 3) тыльная пластина должна иметь достаточное пространство для полета. При иных условиях предложенная

методика также применима, однако в этом случае следует рассчитывать значения $l_{ост}$ каждой пластины.

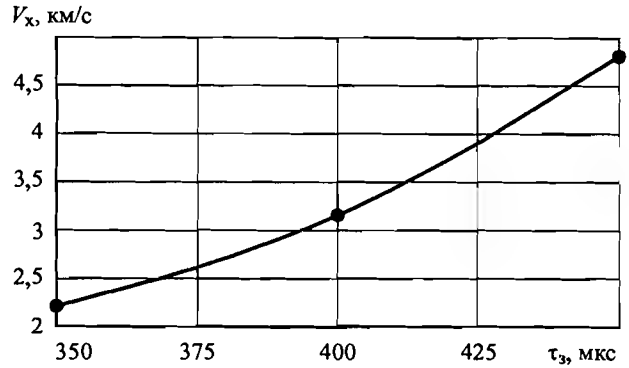


Рис. 6.23. Зависимость изменения скорости V_x от времени задержки инициирования ОЗ

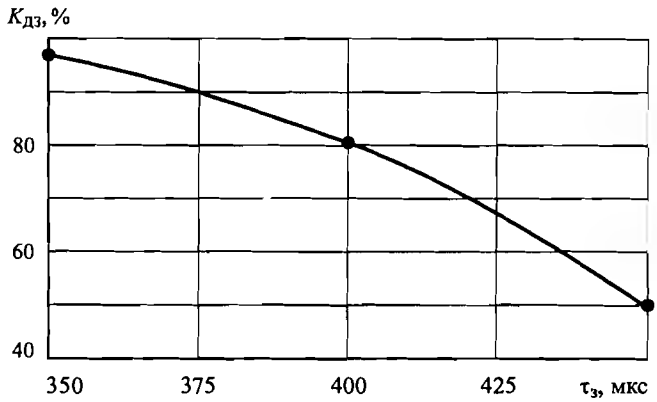


Рис. 6.24. Зависимость изменения коэффициента эффективности ДЗ от времени задержки инициирования ОЗ

6.3. Невзрывная динамическая защита и перспективы ее применения

Одним из перспективных путей снижения нагрузок от действия ДЗ на защищаемый объект является применение невзрывной ДЗ на основе плоских ЭДЗ с инертным наполнителем. В качестве наполнителей могут использоваться различные пластмассы, стекло, керамика, резина, парафин и смеси на его основе и т. п. При проникании КС через такой

ЭДЗ в наполнителе формируется расходящаяся УВ. Ускорение пластин осуществляется под действием давления за фронтом этой УВ. Из-за ее сильного затухания ускорение пластин локализовано в области воздействия КС. Тем не менее возникшее движение перемещает на траекторию КС непробитые участки пластины, что приводит к повреждению части КС и к уменьшению ее способности проникать в преграду, расположенную за ЭДЗ.

Подобный эффект локального «вспучивания» относительно тонких пластин, размещенных за броневой преградой с прокладкой из сжимаемого материала, использовался ранее для увеличения противокумулятивной стойкости преград [6.5]. Позже были опубликованы работы, в которых обсуждались различные механизмы взаимодействия КС с элементами невзрывной ДЗ [6.19–6.23].

В [6.21] приводятся экспериментальные данные, свидетельствующие о достаточно высокой противокумулятивной эффективности невзрывной ДЗ. Эксперименты проводились с кумулятивными зарядами диаметром 136 мм, имеющими медную коническую облицовку с углом 60° при вершине. При воздействии на преграду из гомогенной катаной брони с расстояния в шесть калибров глубина проникания КС, образуемых этими зарядами, составляла 950 мм. Скорость головных элементов КС была равна 8250 м/с.

Устройство ДЗ состояло из двух плоских ЭДЗ, расположенных на расстоянии 30 мм друг от друга. Каждый ЭДЗ имел размеры 170×310 мм, толщина стальных обкладок $\delta_1 = \delta_2 = 10{,}5$ мм, толщина слоя наполнителя $h = 7...8$ мм. Воздействие осуществлялось под углом 65° от нормали к поверхности ЭДЗ с расстояния до ЭДЗ в 2 калибра. В экспериментах исследовалась струегасящая способность различных материалов наполнителей. Наиболее показательные результаты экспериментов представлены в табл. 6.2. Видно, что наилучшие значения получены для материалов наполнителя 1–3, состав которых в источнике [6.21] не приводится.

Для определения возможности использования невзрывной ДЗ для защиты различных объектов от воздействия кумулятивных боеприпасов необходимо знать взаимосвязь между конструктивными характеристиками ЭДЗ, свойствами используемых в качестве наполнителей материалов и потенциальными возможностями невзрывной ДЗ. Ниже представлены некоторые результаты теоретического и экспериментального исследования функционирования невзрывной ДЗ, направленного на установление таких взаимосвязей [6.23].

Таблица 6.2

Результаты экспериментов по воздействию КС на невзрывную ДЗ [6.21]

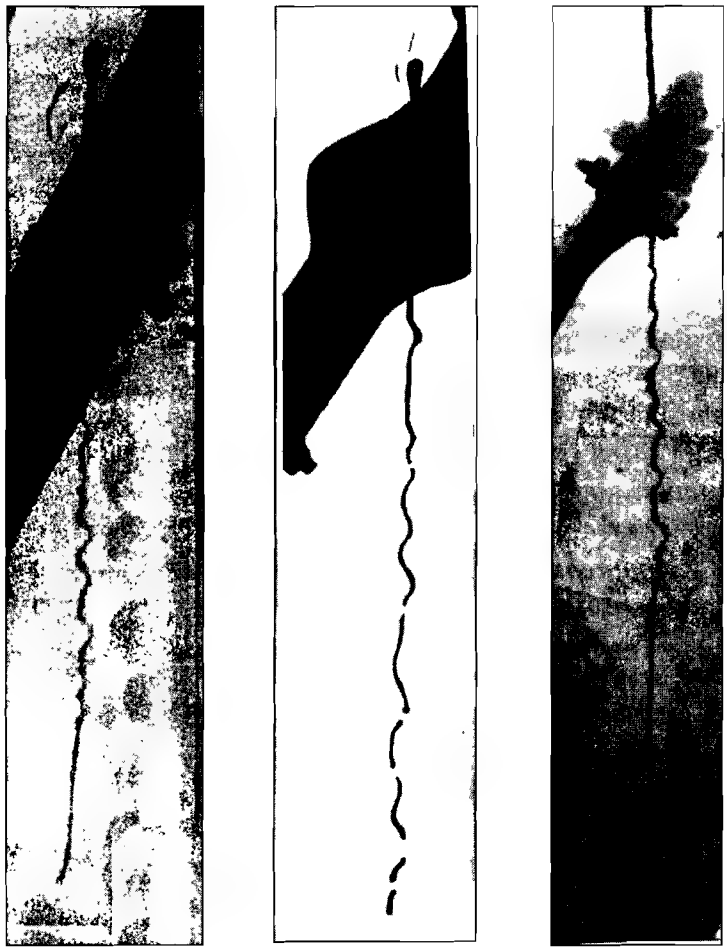
Материал наполнителя	Максимальная скорость элементов КС за ДЗ, м/с	Остаточное проникание, мм
1	6110	22
1	5180	15
2	6170	24
2	5960	14
3	6090	41
3	5250	81
4 (эластомер)	5820	107
4 «	5500	70
5 (стеклопластик)	—	57
5 «	5050	62

6.3.1. Экспериментальное исследование воздействия невзрывной динамической защиты на кумулятивную струю

Эксперименты проводились с использованием лабораторных кумулятивных зарядов из флегматизированного гексогена плотностью 1,65 г/см^3 диаметром 56 мм с медной конической облицовкой с углом раствора конуса 50°. Глубина пробития преграды из гомогенной броневой стали этими кумулятивными зарядами при их установке на расстоянии 150 мм от преграды составляла $L_0 = 238 \pm 13$ мм. Скорость головных элементов кумулятивной струи равнялась $V_0 = 8000 \pm 250$ м/с, диаметр головных элементов полностью вытянутой кумулятивной струи составлял $d_j = 1{,}8...2{,}0$ мм.

На рис. 6.25 представлены рентгенограммы процессов проникания КС лабораторных зарядов через некоторые элементы невзрывной ДЗ. Далее в тексте, как и на рис. 6.25, сочетание толщины пластин и слоя наполнителя обозначено тремя числами, записанными через тире: первое число — толщина лицевой пластины δ_1 (мм), второе — толщина слоя наполнителя h (мм), третье — толщина тыльной пластины δ_2 (мм). У симметричного элемента $\delta_1 = \delta_2$. В отдельных случаях после чисел

будут сокращенно указываться соответствующие материалы, например: 2ст.3–6 ПММА–2ст.3 (ст.3 — сталь 3; ПММА — полиметилметаакрилат).



t = 75 мкс t = 100 мкс t = 70 мкс

а *б* *в*

Рис. 6.25. Рентгенограммы проникания КС через различные ЭДЗ:
а — 2ст.3–6ПММА 2ст.3; *б* — 2ст.3 6ПММА–2ст.3;
в — 5 резина–2ст.3

Наиболее характерной особенностью функционирования невзрывной ДЗ является локальное ускорение пластин, в результате чего в области воздействия КС формируется купол. Как показывает анализ рентгенограмм, купол в большинстве случаев примерно симметричен относительно нормали, проведенной к поверхности элемента через точку пересечения КС с плоскостью симметрии элемента. В первом приближении характерные размеры купола практически не зависят от угла между КС и ЭДЗ.

На рентгенограммах отчетливо видны лидирующий участок КС, проникающий через ЭДЗ без видимых повреждений, и значительный по длине участок поврежденной КС со следами периодического ударного взаимодействия струи, в основном с тыльной пластиной. Последнее подтверждается сравнением рентгенограмм процессов взаимодействия КС с симметричным ЭДЗ с двусторонним ограничением (рис. 6.25, *а*, *б*) и с несимметричным элементом с односторонним ограничением (рис. 6.25, *в*).

6.3.2. Ударно-волновое ускорение пластин элемента динамической защиты

Основным источником энергии для ускорения пластин является кинетическая энергия элемента КС, израсходованного на преодоление наполнителя. Поскольку в первом приближении характеристики локального деформирования пластин не зависят от угла воздействия КС, проанализируем процесс ускорения пластин при проникании струи по нормали к поверхности ЭДЗ. Модель процесса ударно-волнового ускорения пластин представлена на рис. 6.26.

В наполнителе, подвергнутом интенсивному динамическому нагружению, формируется расходящаяся затухающая цилиндрическая УВ, которая характеризуется амплитудой p_m и удельным импульсом i. Зависимости этих величин от радиуса УВ r, характеристик КС (скорости V_j, радиуса R_j и плотности материала ρ_j), плотности материала наполнителя ρ_0 и его сжимаемости, характеризуемой скоростью звука c_0, получены в [6.24]:

$$\frac{p_m}{\rho_0 c^2} = 1{,}28\left(\frac{\rho_j}{\rho_0}\frac{R_j^5}{r^5}\frac{V_j^4}{c_0^4}\right)^{0{,}2}, \quad \frac{i}{\rho_0 c R_0} = 1{,}82\left(\frac{\rho_j}{\rho_0}\frac{R_j^2}{r^2}\frac{V_j^4}{c_0^4}\right)^{0{,}25}. \qquad (6.31)$$

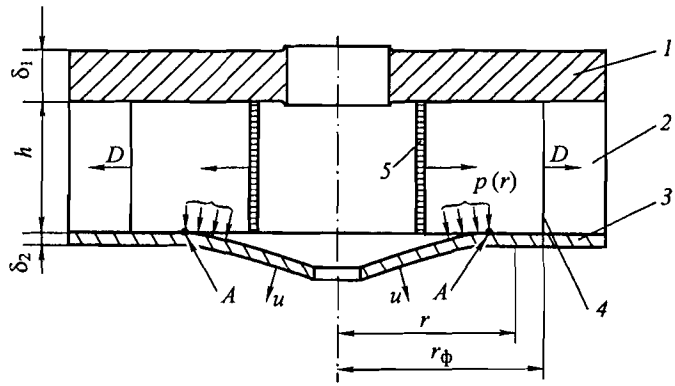


Рис. 6.26. Ударно-волновое ускорение пластин:
1 — верхняя пластина; *2* — наполнитель; *3* — нижняя пластина; *4* — фронт УВ; *5* — граница расширяющейся каверны (*A* — точка отрыва нижней пластины от наполнителя)

Зависимость давления в каждой точке ударно-сжатого наполнителя от времени представим в виде

$$p = p_m e^{-\frac{t}{\theta}}, \tag{6.32}$$

где t — время, отсчитываемое от момента прихода УВ в данную точку; θ — характерное время спада давления за фронтом УВ. Для экспоненциального профиля УВ

$$\theta = \frac{i}{p_m}. \tag{6.33}$$

Под действием давления за фронтом УВ пластина начинает ускоряться. Уравнение движения элемента пластины единичной площади имеет вид

$$\rho\delta\frac{du}{dt} = p_m e^{-\frac{t}{\theta}} - \rho_0 c_0 u, \tag{6.34}$$

где ρ, δ — плотность и толщина метаемой пластины; u — скорость пластины. В правой части этого уравнения первый член описывает изменение давления в проходящей УВ, второй — изменение давления в волне разрежения, распространяющейся в наполнителе. Интегрирование дифференциального уравнения (6.34) для нулевых начальных условий дает следующую зависимость от времени скорости элементов пластины, расположенных на окружности радиусом r:

$$u = \frac{p_m \theta}{\rho\delta(\beta-1)}\left(e^{-\frac{t}{\theta}} - e^{-\frac{\beta t}{\theta}}\right), \qquad (6.35)$$

где $\beta = \frac{\rho_0 c_0 \theta}{\rho\delta}$. Ускорение пластины прекращается в момент ее отрыва от наполнителя, при этом давление, действующее на пластину, становится равным нулю. Приравняв правую часть уравнения (6.34) к нулю, определим время отрыва t_0 пластины от наполнителя:

$$t_0 = \frac{\theta}{1-\beta}\ln\left[\frac{\rho_0 c_0 \theta - \rho(\beta-1)}{\rho_0 c_0 \theta}\right]. \qquad (6.36)$$

Количественный анализ (6.36) показывает, что значение t_0 возрастает с уменьшением акустического импеданса наполнителя $z = \rho_0 c_0$. Скорость пластины в момент отрыва u_0 можно определить, подставив значение t_0 из (6.36) в зависимость скорости пластины от времени (6.34):

$$u_0 = \frac{p_m \theta}{\rho_0 c_0 \theta - \rho\delta(\beta-1)}\left[\frac{\rho_0 c_0 \theta - \rho\delta(\beta-1)}{\rho_0 c_0 \theta}\right]^{\frac{\beta}{\beta-1}}. \qquad (6.37)$$

Используя зависимости (6.31) и (6.33), по соотношению (6.37) рассчитывают распределение скорости пластины вдоль радиуса в момент отрыва от наполнителя.

Соответствующие количественные зависимости для случая воздействия КС описанного выше лабораторного кумулятивного заряда на ЭДЗ со стальными пластинами толщиной 2 мм и наполнителями из различных материалов представлены на рис. 6.27. Из рисунка ясно, что наибольшую скорость ограничивающим пластинам сообщают более плотные наполнители: керамика ($\rho_0 = 3 \cdot 10^3$ кг/м^3), стекло ($\rho_0 = 2{,}5 \cdot 10^3$ кг/м^3) и фторопласт ($\rho_0 = 2{,}15 \cdot 10^3$ кг/м^3); наименьшую — менее плотные: парафин ($\rho_0 = 0{,}91 \cdot 10^3$ кг/м^3) и ПММА ($\rho_0 = 1{,}18 \cdot 10^3$ кг/м^3).

Количественный анализ раздельного влияния плотности и скорости звука материала наполнителя показывает, что в наибольшей степени на скорость метания пластин влияет плотность наполнителя, поскольку именно она определяет величину поглощенной наполнителем энергии. Зависимости поверхностной плотности кинетической энергии пластин от их толщины δ, представленные на рис. 6.28, обнаруживают пологий максимум при δ = 1...3 мм.

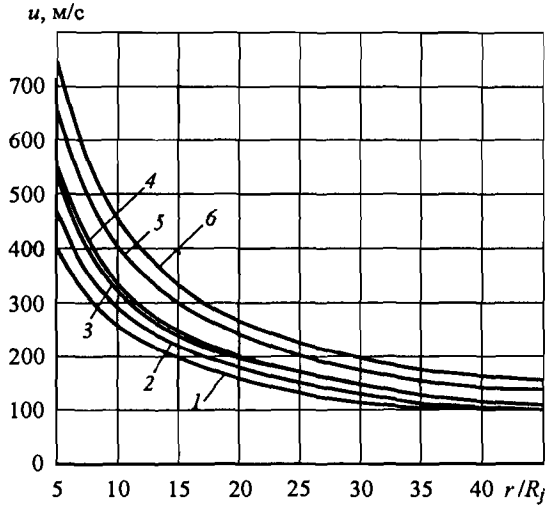


Рис. 6.27. Распределение скорости элементов пластины по радиусу в момент их отрыва от наполнителя для различных материалов наполнителя:
1 — парафин; *2* — ПММА; *3* — смесь парафина с алюминиевым порошком; *4* — фторопласт; *5* — стекло; *6* — керамика на основе SiC

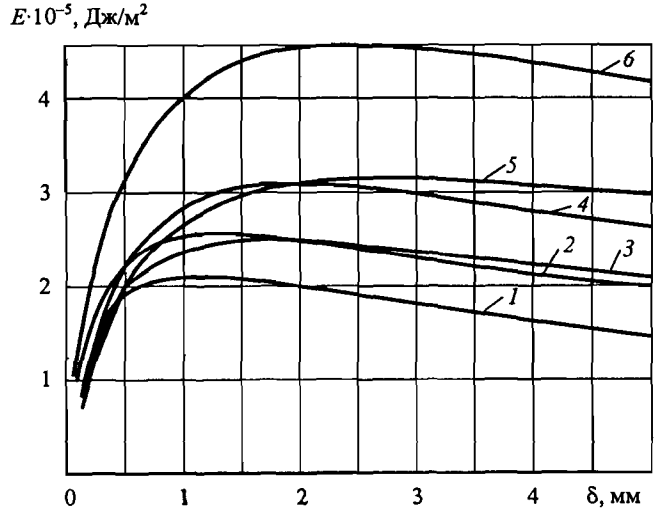


Рис. 6.28. Зависимости поверхностной плотности кинетической энергии пластин от их толщины для различных материалов наполнителя:
1 — парафин; *2* — ПММА; *3* — резина; *4* — смесь парафина с алюминиевым порошком; *5* — фторопласт; *6* — стекло

6.3.3. Кинематика деформирования пластин

После отрыва пластин от наполнителя их дальнейшее деформирование осуществляется по инерции. Для описания кинематики деформирования пластин на этой стадии воспользуемся законом сохранения энергии, предполагая, что вся энергия, поглощенная наполнителем ЭДЗ при проникании через него КС, расходуется на деформирование пластин и разгон пластин и наполнителя. Тогда кинетическая энергия движущихся пластин

$$E_{k_1} = E_0 - A - E_{k_2}, \tag{6.38}$$

где E_0 — кинетическая энергия элемента КС, израсходованного на пробитие наполнителя; A — работа деформирования пластин (работа деформирования наполнителя не учитывается, поскольку его прочность предполагается малой); E_{k_2} — кинетическая энергия наполнителя.

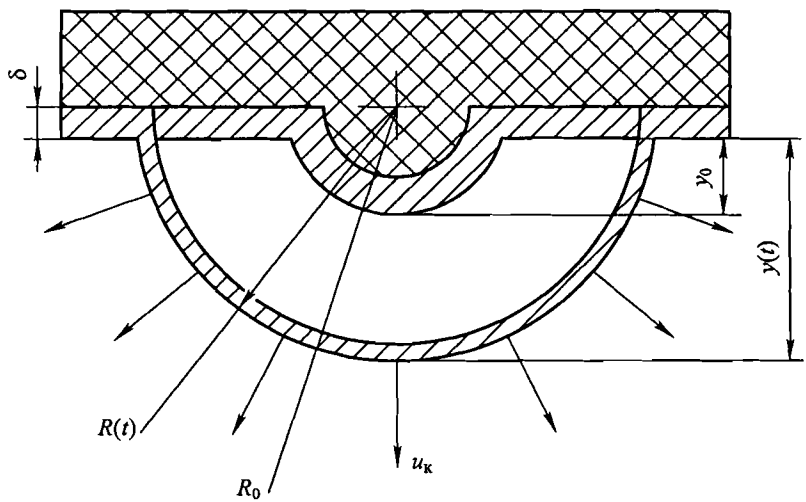


Рис. 6.29. Геометрия деформирования пластины элемента невзрывной ДЗ

Следующее упрощающее анализ предположение заключается в задании конфигурации деформирующихся пластин. Предполагается, что образующийся купол имеет полусферическую форму (рис. 6.29). Пусть непосредственно после пробития пластины КС образуется начальный сферический купол, имеющий радиус R_0 и прогиб y_0. Деформируемый материал пластины находится в пластическом состоянии, характеризуемом равенством эквивалентного напряжения пределу текучести σ_p

материала пластины. Необходимое для этого давление в наполнителе p находят с помощью формулы Лапласа [6.25]:

$$p = \frac{2\delta\sigma_p}{R}.$$

Работа сил сопротивления деформированию определяется интегралом

$$A = \int_{r_0}^{r} pSdR,$$

где S — площадь поверхности купола. Выполняя интегрирование, получаем

$$A = 2\pi\delta\sigma_p(y^2 - y_0^2),$$

где y — прогиб.

Кинетическая энергия пластины и наполнителя определяется соотношениями

$$E_{k_1} = \pi\rho\delta R(R - R_0 + y_0)\,u_к^2,$$

$$E_{k_2} = \pi\rho h\,(2Ry - y^2)\,u_к^2/2.$$

Здесь $u_к$ — скорость движения купола. В общем случае воздействия КС под углом α к поверхности ЭДЗ кинетическая энергия элемента струи, израсходованного на преодоление наполнителя,

$$E_0 = \frac{\pi R_j^2 h}{2\sin\alpha}\sqrt{\frac{\rho_0}{\rho_j}}\rho_j V_j^2.$$

Подставляя в уравнение баланса энергии (6.38) полученные выражения и разрешая его относительно скорости роста купола $u_к$, находим

$$u_к = \left[\frac{\dfrac{R_j^2 h}{2\delta^3\sin\alpha}\sqrt{\rho_0\rho_j}V_j^2 - 2\sigma_p\left(x^2 - x_0^2\right)}{\rho\left(\dfrac{R_j}{\delta} + x - x_0\right)x + \rho_0\dfrac{hx}{2\delta}\left(\dfrac{2R_0}{\delta} + x - 2x_0\right)}\right]^{1/2}, \qquad (6.39)$$

где $x = y/\delta$ — безразмерный прогиб (высота купола). Учитывая, что $u_к = dy/dt = \delta\,dx/dt$, можно построить зависимости прогибов и скорости роста купола от времени:

$$t(x) = \int_0^x \frac{\delta}{u_к(x)} dx . \qquad (6.40)$$

Зависимости скорости роста купола $u_к$ от безразмерной высоты купола x для стальных пластин с различными пределами текучести представлены на рис. 6.30. Анализ кинематики локального деформирования пластин на основе рассмотренной модели показывает, что время функционирования элемента со стальными пластинами толщиной 2 мм и наполнителем из ПММА толщиной 6 мм при воздействии КС лабораторного кумулятивного заряда равно 50...60 мкс. Достигаемая к этому моменту высота купола составляет (10...12)δ. При этом развивающиеся в пластинах деформации превосходят предельные, поэтому на заключительной стадии деформирования происходит разрушение пластин с образованием лепестков.

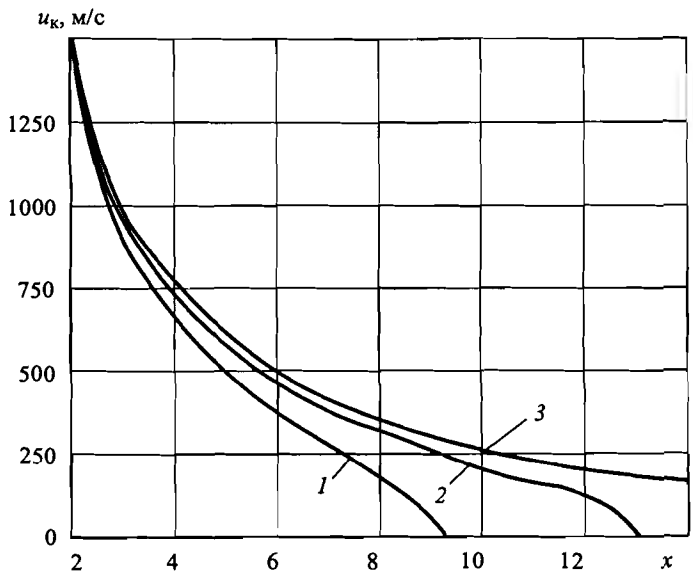


Рис. 6.30. Зависимости скорости роста купола от его перемещения для стальных пластин с различными пределами текучести:
1 — $\sigma_р$ = 1,0 ГПа; *2* — $\sigma_р$ = 0,5 ГПа; *3* — $\sigma_р$ = 0,2 ГПа

В рамках рассмотренной модели было проанализировано влияние плотности наполнителя на кинематику движения купола. Увеличение плотности наполнителя от 0,5 до 2,0 г/см^3 при прочих равных условиях приводит к заметному увеличению скорости роста купола. Увеличение

плотности наполнителя сверх 2 г/см^3 практически не влияет на скорость роста купола. Причина заключается в том, что, несмотря на увеличение поглощенной наполнителем энергии, значительная часть ее затрачивается на разгон наполнителя.

6.3.4. Влияние свойств материалов элементов невзрывной динамической защиты на их эффективность

Для определения возможности использования невзрывной ДЗ в устройствах противокумулятивной защиты тех или иных объектов необходимо знать, как влияют свойства используемых материалов и конструктивные характеристики ЭДЗ на эффективность, определяемую глубиной остаточного бронепробития.

Теоретически оценить такую взаимосвязь пока не представляется возможным из-за сложности явления, поэтому основным способом ее определения является экспериментальный (рис. 6.31).

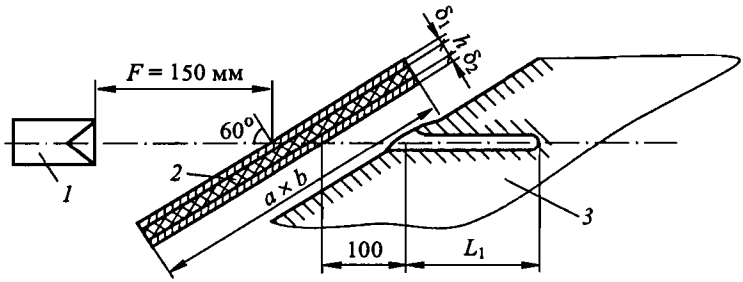


Рис. 6.31. Схема экспериментального исследования воздействия невзрывной ДЗ на КС:
1 — кумулятивный заряд; *2* — элемент невзрывной ДЗ;
3 — преграда из броневой стали

В первой серии экспериментов определяли глубину остаточного бронепробития L_1 при использовании ЭДЗ с размерами 130×250 мм ($a \times b$); элемент состоял из стальных пластин толщиной $\delta_1 = \delta_2 = 2$ мм и слоя наполнителя из разных материалов толщиной $h = 6$ мм. Применяемые в этих экспериментах лабораторные кумулятивные заряды были описаны ранее (см. разд. 6.3.1).

В ходе экспериментов, за небольшим исключением, выявлено, что значение L_1 хорошо коррелирует с акустическим импедансом материала наполнителя (рис. 6.32). Наилучшие результаты получены для ПММА и

смеси парафина с алюминиевым порошком плотностью 1,72 г/см^3: $L_1 = 0{,}35L_0$ (L_0 — базовая глубина проникания КС). Исключением из установленной закономерности являются фторопласт и вода. Фторопласт при сравнительно высокой плотности ($\rho \approx 2{,}15$ г/см^3) поглощает относительно много энергии при прохождении через него КС. В то же время низкая скорость звука $c_0 = 1{,}23$ км/с препятствует быстрому распространению этой энергии в радиальном направлении, что приводит к формированию высокого купола, имеющего относительно небольшое основание, и его быстрому разрушению с образованием лепестков.

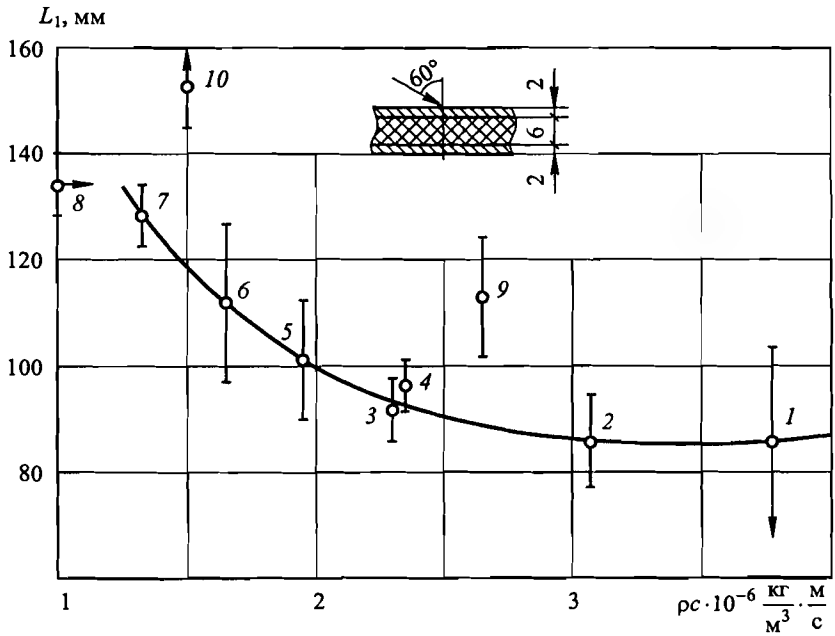


Рис. 6.32. Зависимость глубины остаточного бронепробития от акустического импеданса материала наполнителя для элемента 2–6–2:
1 — смесь парафина с алюминиевым порошком АСД-1; *2* — ПММА; *3* — полиэтилен; *4* — имитатор пластичного ВВ; *5* — резина; *6* — парафин; *7* — полиизобутилен; *8* — картон; *9* — фторопласт; *10* — вода

Все эти эффекты способствуют уменьшению длительности воздействия смещающихся участков пластин на КС, что и приводит к заметному снижению эффективности ЭДЗ: $L_1 \approx 0{,}5L_0$. Аналогичные эффекты проявляются, когда в качестве наполнителя используется вода. Но здесь к невысокой скорости звука добавляется и относительно невысо-

кая плотность воды, вследствие чего при пробитии элемент поглощает сравнительно небольшую энергию и она медленно распространяется в радиальном направлении.

Из исследованных материалов наполнителя с высоким импедансом, таких как стекло, стеклотекстолит, карбид кремния и другие, только карбид кремния приближается по эффективности к ПММА.

Влияние плотности материала наполнителя исследовалось на смесях парафина с мелкодисперсными порошками алюминия и вольфрама. Исследование было выполнено с использованием несимметричного ЭДЗ с лицевой пластиной толщиной 6 мм. Как ясно из данных, представленных на рис. 6.33, увеличение плотности наполнителя сверх 2 г/см^3 ведет к заметному росту остаточного бронепробития, что согласуется с результатами теоретического анализа зависимости скорости роста купола от плотности материала наполнителя.

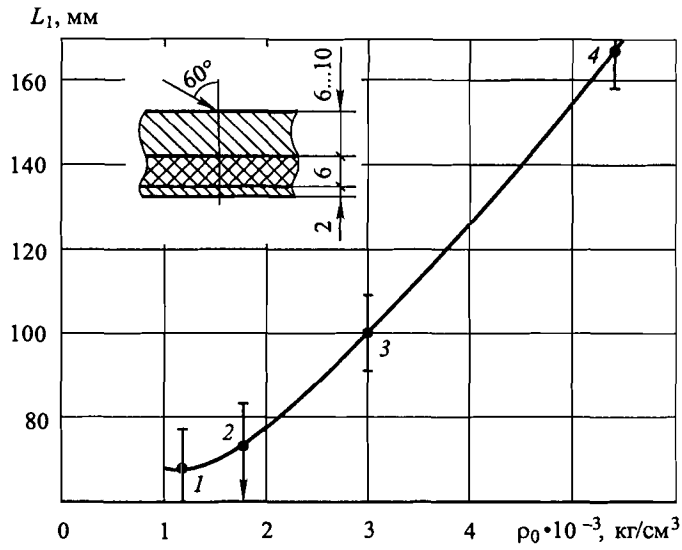


Рис. 6.33. Влияние плотности материала наполнителя несимметричного ЭДЗ на глубину остаточного бронепробития:
1 — ПММА; *2* — смесь парафина с алюминиевым порошком; *3* — смесь парафина с алюминиевым и вольфрамовым порошками; *4* — смесь парафина с вольфрамовым порошком

Анализ рентгенограмм (см. рис. 6.25) показывает, что повреждение КС при ее проникании через невзрывную ДЗ осуществляется в основ-

ном при ее взаимодействии с тыльной пластиной. Поэтому определенный интерес представляет исследование эффективности элемента с односторонним ограничением. Специальные эксперименты показали, что при δ_2 = 2 мм оптимальная толщина слоя наполнителя (резина, полиуретан, ПММА), отвечающая минимальной остаточной глубине бронепробития, составляет $L_1 \approx 5...6$ мм. При этом ЭДЗ, состоящий из слоя технической резины толщиной 5 мм, расположенного на стальной пластине толщиной 2 мм, уменьшает глубину остаточного бронепробития с 238 мм примерно до 105 мм.

6.3.5. Влияние конструктивных характеристик элементов динамической защиты на их эффективность

Как показали эксперименты, эффективность элементов невзрывной ДЗ зависит от их конструктивных характеристик: толщин пластин δ_1 и δ_2; толщины слоя наполнителя h; поперечных размеров элемента a и b, способов соединения пластин и наполнителя.

При исследовании совместного влияния величин δ_1, δ_2 и h на эффективность симметричного элемента с наполнителем из ПММА было установлено, что для лабораторного кумулятивного заряда диаметром 56 мм оптимальным является ЭДЗ 2–6–2.

Увеличение толщины лицевой пластины приводит к заметному уменьшению глубины остаточного бронепробития. Минимальная величина L_1 = 65 мм была получена для ЭДЗ 8–6–2, в котором в качестве наполнителя использовалась смесь парафина с алюминиевым порошком. Увеличение толщины лицевой пластины приводит к перераспределению поглощенной наполнителем энергии и передаче большей кинетической энергии более тонкой тыльной пластине. Поскольку воздействие на КС при проникании через элемент невзрывной ДЗ осуществляется в основном тыльной пластиной, увеличение ее скорости и степени деформации способствует более интенсивному воздействию на струю. Однако при этом заметно возрастает масса ЭДЗ.

Процесс деформирования пластин определяется, с одной стороны, действующей на них нагрузкой, с другой — краевыми условиями. Поэтому при прочих равных условиях глубина остаточного бронепробития будет зависеть как от поперечных размеров ЭДЗ a и b, так и от способов скрепления пластин и слоя наполнителя по периферии элемента. В проведенных экспериментах скрепление осуществлялось с помощью болтов М6 или М8 таким образом, что расстояние между

ними составляло примерно 100 мм. В исследованном диапазоне размеров пластин a = 100...500 мм, b = 250 мм минимальная глубина остаточного бронепробития получена при a = 130 мм, b = 250 мм.

Для определения эффективности элементов невзрывной ДЗ при воздействии более мощных кумулятивных зарядов были выполнены отдельные опыты с использованием средств, пробивающих толщины 460 и 565 мм. При воздействии этими зарядами на преграду, защищенную элементом 2сст–6ПММА–2сст, глубина остаточного бронепробития для первого кумулятивного заряда составила $L_1 \approx 170$ мм, для второго — $L_1 \approx 360$ мм.

Необходимо отметить сильную зависимость защищающей способности элементов от качества их сборки. Наличие неконтролируемых зазоров между пластинами и наполнителем приводит к большому разбросу в значениях L_1. Это обстоятельство становится понятным, если принять во внимание ударно-волновой механизм разгона пластин. Для увеличения стабильности функционирования элементов невзрывной ДЗ необходимо при сборке обеспечивать акустический контакт между пластинами и наполнителем.

Разбросу в значениях L_1 способствует также нерегулярный характер лепесткового разрушения пластин. Линии лепесткового разрушения в куполе ориентируются случайным образом. При совпадении одной из линий разрыва тыльной пластины с проекцией траектории КС на плоскость элемента на хвостовые элементы оказывается минимальное воздействие и L_1 возрастает.

Итак, подведем итоги рассмотрения невзрывной ДЗ.

Источником энергии функционирования невзрывной ДЗ является сама КС. Величина этой энергии определяется кинетической энергией элемента КС, израсходованного на преодоление наполнителя. В процессе проникания высокоскоростной металлической КС через элемент невзрывной ДЗ в наполнителе формируется расходящаяся УВ, преобразующая часть поглощенной наполнителем энергии в кинетическую энергию движения пластин. Взаимодействие КС с движущимися пластинами приводит к ее повреждению и, как следствие, к уменьшению глубины пробития преграды, расположенной за ЭДЗ. Несмотря на то, что вследствие локального ускорения пластин невзрывная ДЗ обладает меньшей эффективностью по сравнению с взрывной ДЗ, она может представлять практический интерес, поскольку не содержит в себе заряд ВВ.

Физические процессы, происходящие при функционировании невзрывной ДЗ, достаточно сложны. В результате исследований удалось

разработать приближенные теоретические модели процессов ударно-волнового ускорения пластин и их последующего инерционного деформирования. В то же время практически важную взаимосвязь между свойствами используемых материалов, конструктивными характеристиками ЭДЗ и их эффективностью теоретически оценить пока не представляется возможным, поэтому взаимосвязь определялась экспериментально. Была обнаружена достаточно высокая эффективность модельных элементов невзрывной ДЗ: наличие перед стальной преградой элемента 2–6–2 с наполнителем из ПММА или смеси парафина с алюминиевым порошком уменьшает глубину бронепробития лабораторного кумулятивного заряда диаметром 56 мм примерно на 65 %.

6.4. Особенности взаимодействия динамической защиты с бронебойными подкалиберными снарядами

6.4.1. Общий анализ проблемы

На современном этапе развития противотанковых средств поражения оперенные БПС с отделяющимися поддонами и тяжелосплавными сердечниками (БПС типа APFSDS) представляют серьезную угрозу для танков. В ближайшей перспективе их бронепробиваемость, как отмечалось в гл. 1, может достичь примерно 1000 мм. Одним из эффективных способов существенного снижения их проникающей способности является использование в составе броневой защиты устройств ДЗ.

Возмущение траектории БПС путем придания ему угла атаки и угловой скорости вращения, его деформирование и разрушение осуществляются при воздействии движущейся пластины или плиты на боковую поверхность БПС. Схема взаимодействия пластины с БПС приведена на рис. 6.34. Как показал опыт разработки универсальной ДЗ «Контакт-V», для эффективного воздействия на БПС необходимо использовать пластины толщиной не менее 15...20 мм [6.5]. Пластины такой толщины правильнее называть плитами, но ради сохранения единства терминологии ниже будем по-прежнему называть их пластинами. Контактному взаимодействию пластины с БПС предшествуют инициирование детонации в заряде ВВ ЭДЗ, ускорение пластин, выборка зазора между БПС и боковой поверхностью отверстия в плите, образованного при проникании БПС. Все это занимает некоторое время $t_з$ (время задержки), за которое снаряд, имеющий скорость V, проникает за пластину на расстояние

$$l_0 = \left(V - (-1)^i \frac{U_i}{\cos\theta} \right) t_з,$$

где i — номер пластины (1 — лицевая, 2 — тыльная пластина). Именно на расстоянии l_0 от головной части снаряда осуществляется первоначальное приложение нагрузки со стороны движущейся пластины. После выборки зазора снаряд нагружается ударом. Амплитуду ударной нагрузки $F_{уд}$ можно оценить с помощью соотношения

$$F_{уд} = \frac{d\delta}{\cos\theta} \rho_p c_p U_i \sin\theta,$$

где d — диаметр снаряда; δ — толщина пластины; ρ_p — плотность материала пластины; c_p — скорость звука в материале пластины. Длительность ударного импульса $\tau_{уд} \approx \frac{\delta}{2c_p \cos\theta}$. Так как $\theta \approx 60°$, то $\tau_{уд} \approx \frac{\delta}{c_p}$. Величина ударного импульса $I_{уд}$, действующего на снаряд на расстоянии l_0, составляет

$$I_{уд} = F_{уд}\tau_{уд} = \rho_p d\delta^2 U_i \operatorname{tg}\theta.$$

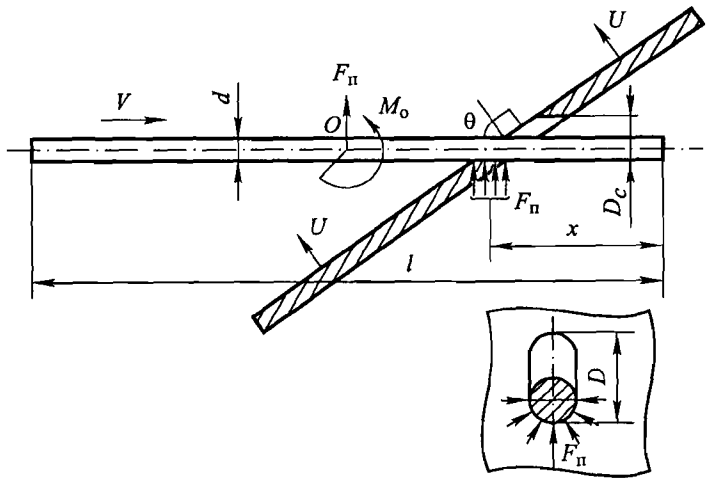


Рис. 6.34. Схема взаимодействия пластины ДЗ с удлиненным ударником ($F_п$ — поперечная сила, действующая со стороны пластины; M_o — опрокидывающий момент)

Снаряд вследствие перемещения относительно пластины подвергается скользящей боковой нагрузке. Зависимость координаты точки приложения нагрузки от времени выражается соотношением

$$x = l_0 + \left(V - (-1)^i \frac{U_i}{\cos\theta} \right) t .$$

Контактная сила взаимодействия определяется режимом взаимодействия. Если взаимодействие сводится к перерезанию снарядом движущейся пластины, то, пренебрегая изменением скорости снаряда в поперечном направлении, для поперечной силы $F_{\text{п}}$ можно получить выражение [6.5]

$$F_{\text{п}} = \frac{d\delta}{\cos\theta} \left(\sigma_p + \frac{2}{3} \rho_p U_i^2 \sin^2\theta \right).$$

Торможением снаряда вследствие действия сил трения в зоне взаимодействия снаряда с пластиной в первом приближении можно пренебречь.

Дальнейший анализ движения снаряда определяется моделью снаряда (жесткий, упругий, пластичный, разрушающийся). Наиболее просто анализируется движение абсолютно жесткого недеформируемого снаряда. Плоское движение снаряда под действием рассмотренных выше сил описывается следующей системой дифференциальных уравнений:

$$M \frac{dV_y}{dt} = F_{\text{п}}, \quad I \frac{d\omega}{dt} = F_{\text{п}} \left(\frac{l}{2} - x \right),$$

где M — масса снаряда; V_y — скорость центра масс; I — момент инерции снаряда относительно его центра масс; ω — угловая скорость вращения снаряда. Проинтегрировать эту систему уравнений не составляет труда. В качестве начальных условий следует использовать значение скорости V_{y0}, равное $V_{y0} = I_{\text{уд}}/M$, и начальное значение угловой скорости, равное $\omega_0 = I_{\text{уд}} \tau_{\text{уд}} (l/2 - l_0)/I$.

Воздействие на снаряд движущейся навстречу лицевой пластины при $x < l/2$ (точка приложения нагрузки находится между вершиной и центром масс снаряда) приводит к увеличению угла атаки, т. е. к денормализации снаряда, при $x > l/2$ — наоборот, к нормализации снаряда.

Воздействие тыльной пластины при тех же условиях приводит к противоположным эффектам.

Примерная схема проникания реального деформируемого снаряда показана на рис. 6.35.

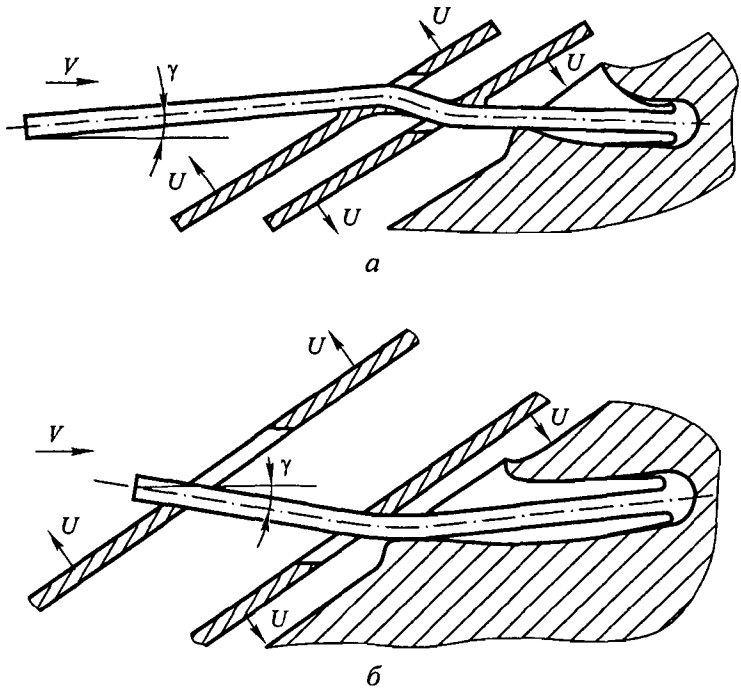
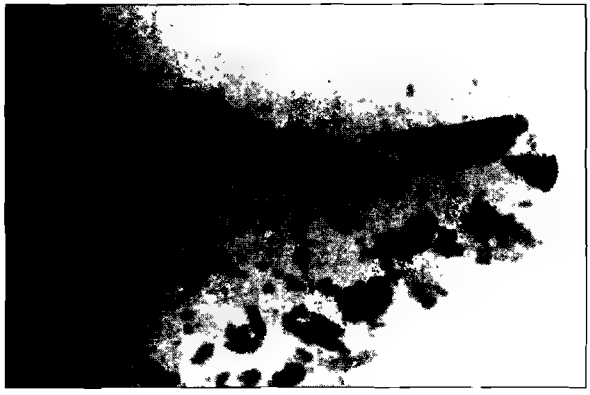


Рис. 6.35. Возможные конфигурации (*а*, *б*) проникания удлиненного деформируемого ударника в преграду, снабженную ДЗ

В результате воздействия движущихся пластин ДЗ на снаряд он деформируется, разрушается, разные его части приобретают угловую скорость и углы атаки. Подтверждением этому могут служит рентгенограммы, на которых зафиксировано состояние сердечника в различное время взаимодействия с пластинами (рис. 6.36, *а*, *б*). Для сравнения представлено типичное состояние сердечника после пробития пластин при отсутствии ВВ (рис. 6.36, *в*). Если при небольшом искривлении БПС в основном сохраняет свою бронепробивную способность, то при разрушении снаряда она резко уменьшается. Глубина проникания БПС в преграду уменьшается также и при увеличении угла атаки сверх некоторого критического значения.



а

б

в

Рис. 6.36. Рентгенограммы состояния сердечников: *а*, *б* — после взаимодействия с пластинами ЭДЗ; *в* — в пассивном варианте без ВВ)

Рассмотрим известные способы определения глубины проникания БПС в преграду с учетом угла атаки.

6.4.2. Проникание удлиненных ударников из тяжелых сплавов в монолитную преграду

Проникание с нулевым углом атаки. В зарубежной научной литературе основной расчетной формулой для определения предельной толщины H преграды, пробиваемой БПС, является *формула Ланца и Одерматта* [6.26]:

$$\frac{H}{d} = a\left(\frac{l}{d}\right)(\cos\theta)^{0,745}\sqrt{\frac{\rho_p}{\rho_t}}e^{-\frac{25,9\,R_m}{\rho_p V^2}}, \qquad (6.41)$$

где H — толщина преграды; d, l — диаметр и длина ударника; ρ_p, ρ_t — плотности материалов ударника и преграды; R_m — предел прочности материала преграды; V — скорость ударника; θ — угол между нормалью к поверхности преграды и вектором скорости.

Значения и размерности величин, входящих в (6.41): H = 150...400 мм; l = 330...900 мм; d = 11...32 мм; l/d = 11...32; θ = 30...74°; ρ_p = = (17,0...17,5) · 10^3 кг/м^3; ρ_t = 7,85·10^3 кг/м^3; R_m = 800...1000 Н/мм^2; V = = 1100...1900 м/с. Входящая в (6.41) функция $a(l/d)$ имеет вид

$$a\left(\frac{l}{d}\right) = \frac{l}{d} + 3,77\left(1 - \text{th}\frac{l/d - 10}{6,89}\right).$$

В отличие от других подобных формул, выражение (6.41) получено на основании результатов экспериментов, когда для каждой толщины преграды H измеряли критический угол θ, при котором преграда пробивалась с вероятностью 50 %.

Для определения глубины проникания L_0 удлиненных ударников из тяжелых сплавов на основе вольфрама в гомогенную катаную броню при воздействии в нормаль часто используют формулу [6.27]:

$$\frac{L_0}{l} = -0,212 + 1,044V - 0,194\frac{l}{d}, \quad [V] = \text{км/с}. \qquad (6.42)$$

Влияние угла атаки. Угол атаки γ определяется углом между осью ударника и вектором скорости. Экспериментальные данные свидетельствуют о незначительном влиянии угла подхода удлиненного ударника θ на его проникающую способность. В то же время величина угла атаки

γ сильно влияет на глубину проникания ударника в преграду. Поскольку воздействие ДЗ на БПС приводит к появлению углов атаки, целесообразно кратко проанализировать известные подходы к учету влияния угла атаки на глубину проникания БПС в монолитную преграду.

Основная причина резкого уменьшения глубины проникания при увеличении угла γ сверх некоторого критического значения $\gamma_{кр}$, равного примерно 12°...15°, состоит в том, что ударник начинает взаимодействовать с преградой не только своей головной частью, но и боковой поверхностью. Вследствие этого уменьшается эффективная длина ударника $l_{эф}$. Формально при небольших углах атаки значение $l_{эф}$ можно считать равным проекции длины ударника на направление проникания:

$$l_{эф} = l\cos\gamma\,.$$

При больших углах атаки правильнее считать эффективную длину ударника пропорциональной диаметру ударника:

$$l_{эф} = \frac{\lambda_1 d}{\sin\gamma} + \lambda_2,$$

где λ_1, λ_2 — эмпирические постоянные.

В [6.28] представлена теоретическая модель, позволяющая рассчитать глубину проникания удлиненного ударника с начальным углом атаки.

Соотношение для определения критического угла атаки может быть получено из простых геометрических соображений. Для длинных ударников ($l/d > 3$) оно имеет вид

$$\gamma_{кр} = \arcsin\left[\frac{r_c - r}{l}\right],$$

где r — радиус ударника; r_c — радиус каверны.

Для вычисления критического угла атаки необходимо знать радиус каверны. В научной литературе приводятся следующие зависимости для определения r_c [6.27]:

$$\begin{aligned}
\frac{r_c}{r} &= 1 + 0{,}7V; \\
\frac{r_c}{r} &= 1 + 0{,}2869V + 0{,}145V^2; \\
\frac{r_c}{r} &= 1{,}524 + 0{,}3388V + 0{,}126V^2.
\end{aligned} \qquad (6.43)$$

Все три зависимости построены для случая проникания вольфрамового ударника в стальную броню и дают достаточно близкие результаты. Например, для V = 1,6 км/с r_0/r соответственно равно 2,12; 1,83; 2,02 (среднее значение $r_0/r = 2$).

Известны следующие зависимости глубины проникания ударников от величины угла атаки [6.29]:

$$
\begin{aligned}
&1)\quad L = L_0 \cos k\gamma;\\
&2)\quad L = L_0\left(\frac{k_1 d}{\sin\gamma} + k_2\right);\\
&3)\quad L = (L_0 - L_1)e^{-b\gamma} + p_1;\\
&4)\quad L = (L_0 - L_*)\left(\frac{1}{c_1\gamma^2 + 1}\right) + p_*;\\
&5)\quad L = (L_0 - L_*)\left(\frac{1}{c_3\gamma^{2,3} + 1}\right) + p_*.
\end{aligned}
\tag{6.44}
$$

В этих зависимостях k, k_1, k_2, b, c_1, c_3, L_* — эмпирические параметры; L_1 — глубина проникания при воздействии ударника плашмя ($\gamma = 90°$); L_0 — глубина проникания при $\gamma = 0$. Значения эмпирических параметров для вольфрамового ударника с характеристиками $l/d = 20$, $d = 6{,}3$ мм, проникающего в преграду из гомогенной катаной броневой стали средней твердости, приведены в табл. 6.3 [6.29].

Иногда четвертую зависимость (6.44) представляют в виде

$$L = (L_0 - L_*)\left(\frac{1}{0{,}0104(\gamma/\gamma_{кр})^2 + 1}\right) + L_*.$$

Экспериментальное и теоретическое изучение процесса проникания удлиненных ударников в сильно наклоненные стальные плиты показывает, что можно выделить следующие стадии взаимодействия [6.30]: 1) рикошет и диспергирование головной части ударника; 2) пробитие преграды центральной частью ударника; 3) проникание хвостовой части ударника. Если на второй стадии проникающая через преграду центральная часть ударника вследствие влияния свободной тыльной поверхности преграды отклоняется вниз, то на третьей стадии хвостовая часть проникает через преграду практически без всякого взаимодействия и движется в первоначальном направлении.

Таблица 6.3

Значения параметров в зависимостях (6.44) при $l/d = 20$; $d = 6{,}3$ мм; $V = 1650$ м/с

θ, град	L_0, мм	L_1, мм	L_*, мм	k	k_1	k_2	b	c_1	c_3
−60	115,6	8,5	7,5	3,6	0,029	−12	0,013	0,013	0,0014
60				11	0,003	7	0,053	0,0396	0,022

6.4.3. Рикошет удлиненных ударников от смещающейся преграды

Рикошет ударников от преграды при воздействии под большими углами приводит к резкому снижению бронепробивного действия. Поэтому явление рикошета используется для повышения стойкости бронезащиты к воздействию кинетических средств поражения.

Условия рикошета обычно определяются зависимостью угла рикошетирования от скорости ударника для каждой конкретной пары «ударник — преграда». При воздействии удлиненных ударников из тяжелых сплавов со скоростью 1500...1700 м/с на броневые преграды угол рикошета достигает 80° и более, что практически исключает рикошетирование ударников, поскольку наклон преграды в реальных конструкциях, как правило, не превышает 80°.

Уменьшение угла рикошета возможно при создании таких условий взаимодействия, когда одна из составляющих скорости перемещения преграды направлена от ударника, а другая — вдоль линии воздействия ударника. Именно такая ситуация возможна при взаимодействии БПС с тыльной пластиной ДЗ.

Рассмотрим вначале явление рикошета удлиненного ударника от неподвижной преграды. В настоящее время известны два аналитических подхода к описанию явления рикошета [6.31].

В *модели Тэйта* удлиненный ударник рассматривается как жесткое тело, вращающееся вокруг центра масс под действием поперечной составляющей силы взаимодействия с преградой, возникающей на начальной стадии проникания. При этом торможением ударника пренебрегают. Предполагается, что ударник имеет квадратное сечение со стороной d. Длительность начальной стадии проникания (стадии «закусывания») определяется соотношением (рис. 6.36)

$$t_m = \frac{d\mathrm{tg}\beta}{V_n}, \tag{6.45}$$

где β — угол между вектором скорости и нормалью к поверхности преграды; V_n — скорость ударника, направленная вдоль линии взаимодействия по оси ударника. За время t_m ударник приобретает некоторую угловую скорость $\dot{\alpha}$, которой соответствует линейная скорость вращения конца ударника V_t:

$$V_t = \dot{\alpha}\frac{L}{2}.$$

При $V_t = V_n \,\mathrm{ctg}\beta$ вектор результирующей скорости конца ударника становится параллельным преграде, что соответствует критическому условию рикошета. При большей величине V_t происходит рикошет ударника от преграды. Таким образом, условием рикошета является неравенство

$$\mathrm{tg}\,\beta \geq \frac{V_n}{V_t}, \tag{6.46}$$

в котором значение V_t определяют из решения дифференциального уравнения вращательного движения ударника относительно центра масс под действием поперечной составляющей силы сопротивления:

$$I\ddot{\alpha} = F\sin\psi,$$

где I — момент инерции ударника относительно центра масс; ψ — угол наклона границы раздела ударник — преграда к начальному положению торца ударника. Сила сопротивления F определяется динамической прочностью ударника σ_p и размером контактной поверхности S, которая возрастает со временем, сохраняя свою ориентацию в пространстве постоянной — на начальной стадии проникания угол ψ остается постоянным. Геометрические характеристики начальной стадии взаимодействия ψ и S (см. рис. 6.36) определяются следующими соотношениями:

$$\mathrm{tg}\psi = \frac{(V_n - u)\,\mathrm{tg}\beta}{V_n},$$

$$S = \frac{(V_n - U)t}{\sin\psi}.$$

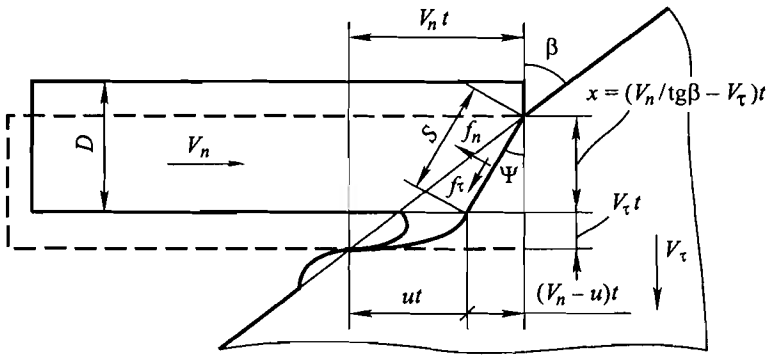


Рис. 6.37. Расчетная схема взаимодействия удлиненного ударника со смещающейся преградой

При сделанных предположениях и исходя из геометрии взаимодействия (см. рис. 6.37) можно записать уравнение вращательного движения ударника:

$$\ddot{\alpha} = \frac{6\sigma_p d^2 l(V_n - U)t}{m(l^2 + d^2)}.$$

В этом выражении учтено, что момент инерции стержня квадратного сечения относительно центра масс $I = m(l^2 + d^2)/12$. Интегрирование этого дифференциального уравнения с нулевым начальным условием позволяет получить выражение для угловой скорости стержня:

$$\dot{\alpha} = \frac{3\sigma_p (V_n - U)}{\rho_p l(l^2 + d^2)} t^2,$$

где ρ_p — плотность материала ударника.

При $t = t_m$ угловая скорость вращения ударника

$$\dot{\alpha}_m = \frac{3\sigma_p (V_n - U)}{\rho_p l(l^2 + d^2)} \frac{d^2 \mathrm{tg}^2\beta}{V_n^2}.$$

В гидродинамическом приближении

$$\frac{V_n}{V_n - U} = \left(\frac{\rho_p}{\rho_t}\right)^{1/2} + 1,$$

где ρ_t — плотность материала преграды. С учетом полученных соотношений условие рикошета (6.46) принимает вид

$$\operatorname{tg}^3\beta \geq \frac{2}{3}\frac{\rho_p V_n^2}{\sigma_p}\frac{l^2+d^2}{ld}\left(1+\left(\frac{\rho_p}{\rho_t}\right)^{1/2}\right). \qquad (6.47)$$

В соответствии с полученным условием критический угол, при котором ударник начинает рикошетировать, зависит от удлинения и прочности ударника. Большие углы рикошета характерны для ударников высокой плотности с большим удлинением и невысоким уровнем прочности: для стальных преград с σ_p = 2 ГПа и V_n = 1,5 км/с угол рикошета изменяется от 75°48′ при l/D = 5 до 80°48′ при l/D = 20 [6.31].

В модели Тейта ударник рассматривается как жесткое недеформируемое тело, вращающееся вокруг центра масс. Однако эксперименты и численные расчеты показывают, что во многих случаях ударник вначале изгибается и срабатывается в области взаимодействия и лишь затем приобретает угловую скорость.

Критерий рикошета, в основе которого лежит изгиб взаимодействующего с преградой конца удлиненного ударника, разработан в [6.32]. В этой работе принята такая же схема взаимодействия ударника с преградой на начальной стадии проникания, как и в модели Тейта. Первое отличие рассматриваемого подхода от модели Тейта состоит в том, что сила F, действующая на ударник на начальной стадии проникания, определяется не только прочностью ударника, но и прочностным сопротивлением преграды R_t. Второе, и основное, отличие заключается в том, что действие этой силы распространяется не на весь ударник, а лишь на его головную часть, принимающую непосредственное участие во взаимодействии ударника с преградой на начальной стадии проникания.

Для учета влияния скорости преграды и прочности материала ударника на угол рикошета модель [6.32] была соответствующим образом модифицирована. В модифицированной модели скорость преграды (пластины) $U_{\text{пр}}$ учитывается составляющей V_τ, направленной перпендикулярно оси ударника. Кинематические характеристики взаимодействия V_n, V_τ, β, скорости преграды (пластины) $U_{\text{пр}}$ и ударника V связаны соотношениями

$$U_{\text{пр}} = \frac{V_\tau}{\sin\beta}, \quad V = V_n + \frac{V_\tau}{\operatorname{tg}\beta}.$$

На вершину ударника действуют силы инерционного и прочностного сопротивления. Сила прочностного сопротивления раскладывается на нормальную составляющую $f_n = R_t S d$ и сдвиговую составляющую $f_\tau = \tau_p S d$, где τ_p — характеристика сдвиговой прочности менее прочного из взаимодействующих материалов. Нормальная к оси ударника составляющая силы сопротивления f определяется суммой проекций f_n и f_τ:

$$f = f_n \sin\psi + f_\tau \cos\psi .$$

Импульс этой силы за время t_m вычисляют обычным образом:

$$I = \int_0^{t_m} f dt = \frac{d^3 (V_n - u)\,\mathrm{tg}^3\beta}{2V_n^2}\left(R_t - \frac{\tau_p}{\mathrm{tg}\psi}\right).$$

Масса головной части ударника m, поглощающая этот импульс, может быть определена как разность между массой m_1 головной части ударника, участвующей во взаимодействии на начальной стадии, и сработавшейся массой m_2. Исходя из рис. 6.38 для расчета m_1, m_2 и m имеем следующие выражения:

$$m_1 = \rho_p d^3 \mathrm{tg}\beta,$$

$$m_2 = \rho_p \frac{d^3 \mathrm{tg}\psi}{2} = \rho_p \frac{d^3 (V_n - u)\,\mathrm{tg}\beta}{2(V_n - V_\tau \mathrm{tg}\beta)},$$

$$m = m_1 - m_2 = \rho_p d^3 \mathrm{tg}\beta\left(1 - \frac{V_n - u}{2(V_n - V_\tau \mathrm{tg}\beta)}\right).$$

В результате поглощения импульса I масса m приобретает поперечную скорость V_t, приводящую к изгибу головной части ударника:

$$V_t = \frac{I}{m} = \frac{(V_n - u)(V_n - V_\tau \mathrm{tg}\beta)\left(R_t - \dfrac{\tau_p}{\mathrm{tg}\psi}\right)}{\rho_p V_n^2 (V_n + u - 2V_\tau \mathrm{tg}\beta)}.$$

В этом соотношении $\mathrm{tg}\psi$ следует определять с учетом смещения преграды:

$$\mathrm{tg}\psi = \frac{(V_n - u)\,\mathrm{tg}\beta}{V_n - V_\tau \mathrm{tg}\beta}.$$

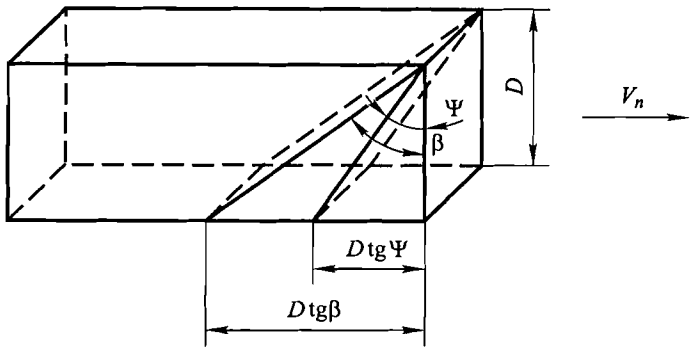


Рис. 6.38. Определение массы головной части ударника, поглощающей начальный импульс

Головная часть ударника не будет проникать в преграду, т. е. будет рикошетировать, если в результате сообщения ей поперечной скорости результирующий вектор скорости головной части станет параллельным преграде. В соответствии с рис. 6.39 в качестве условия рикошета можно принять следующие неравенства:

$$\varphi \geq \frac{\pi}{2} - \beta \text{ или } V_t + V_\tau \geq \frac{V_n}{\mathrm{tg}\beta}.$$

После подстановки в последнее неравенство выражения для V_t получим квадратное уравнение для определения критического угла рикошета:

$$\mathrm{tg}^2\beta\left[(V_n - u)R_t + \tau_p V_\tau\right] + \mathrm{tg}\beta(2\rho_p V_n^2 V_\tau - \tau_p V_n) - \rho_p V_n^2 (V_n + u) = 0. \quad (6.48)$$

Из решения этого уравнения определяются критические углы рикошета в зависимости от V_n и V_τ.

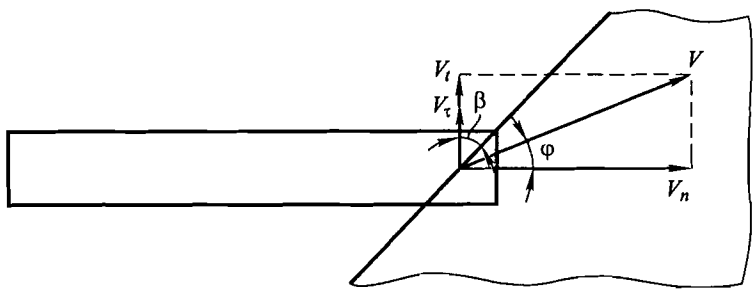


Рис. 6.39. Схема взаимодействия удлиненного ударника с преградой (вывод условий рикошета)

Скорость проникания u ударника в преграду определяют по Тейту и Алексеевскому:

$$u = \frac{V_n}{1+\sqrt{\rho_t/\rho_p}} - \frac{R_t - \sigma_p}{V_n^2\sqrt{\rho_p\rho_t}}.$$

При $V_\tau = 0$, $\tau_p = 0$ из (6.48) следует условие рикошета [6.32]:

$$\operatorname{tg}^2\beta \geq \frac{\rho_p V_n^{\,2}(V_n + u)}{R_t(V_n - u)}. \qquad (6.49)$$

В условие (6.49) в отличие от (6.47) входит прочность преграды и не входят геометрические характеристики ударника. Основной причиной является то, что (6.47) выражает условие рикошета для жесткого ударника, в то время как (6.49) описывает рикошетирование деформируемого ударника.

Для примера количественный анализ полученных соотношений выполнен для стальной преграды плотностью $\rho_t = 7{,}8\cdot10^3$ кг/м^3 с динамической твердостью $R_t = 5{,}3$ ГПа и тяжелосплавного ударника плотностью $\rho_t = 18\cdot10^3$ кг/м^3, имеющего динамический предел текучести $\sigma_p = 1{,}6$ ГПа и прочность на сдвиг $\tau_p = 0{,}8$ ГПа.

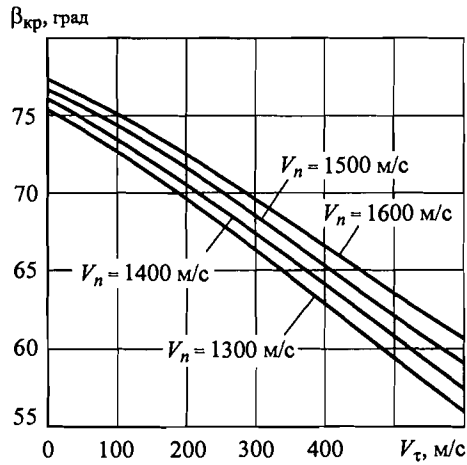


Рис. 6.40. Зависимость критического угла рикошета от поперечной составляющей скорости преграды при воздействии «вдогон» для различных скоростей ударника

Расчетные зависимости критического угла рикошета $\beta_{кр}$ от поперечной составляющей скорости преграды V_τ для скоростей ударника

V_n = 1300...1600 м/с при воздействии «вдогон» представлены на рис. 6.40. В соответствии с результатами расчетов удлиненный тяжелосплавный ударник, имеющий скорость 1600 м/с, рикошетирует от неподвижной преграды при угле взаимодействия 77° (рис. 6.41, *а*). При скорости преграды V_τ = 300 м/с угол рикошета уменьшается до 69°, а при V_τ = 500 м/с — до 63,5°. Такое уменьшение угла рикошета является практически значимым и отчасти объясняет повышенную стойкость подвижных бронепреград, воздействие по которым осуществляется «вдогон». Наоборот, при взаимодействии с преградой, движущейся навстречу ударнику (рис. 6.41, *б*), критический угол возрастает: при скорости преграды V_τ = 300 м/с до 82°, при V_τ = 500 м/с до 84°.

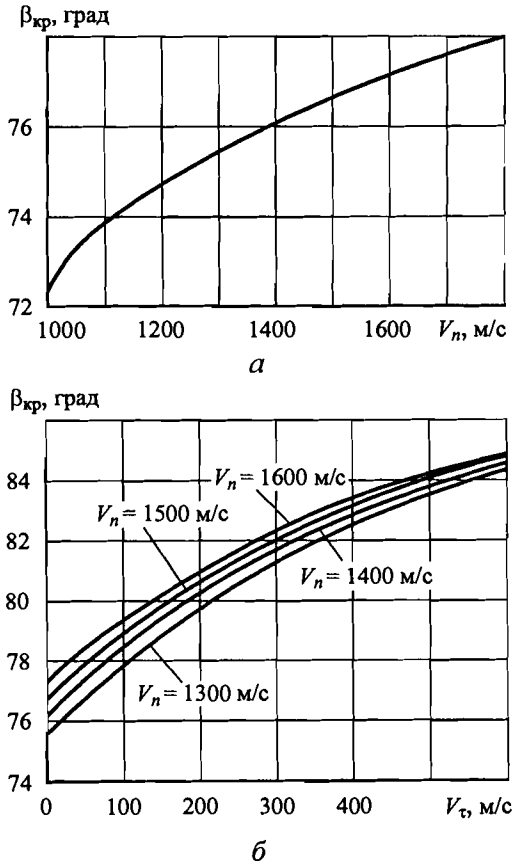


Рис. 6.41. Зависимость критического угла рикошета от скорости ударника для неподвижной преграды (*а*) и от поперечной составляющей скорости преграды при воздействии «навстречу» для различных скоростей ударника (*б*)

6.5. Характерные образцы динамической защиты

6.5.1. Объемные элементы динамической защиты

Основой большинства как отечественных, так и иностранных устройств ДЗ являются плоские ЭДЗ. Однако до принятия их на вооружение разрабатывались также объемные ЭДЗ коробчатого вида [6.5]. В настоящее время эти разработки имеют скорее исторический интерес.

На рис. 6.42 приведена схема ЭДЗ, получившего название «Рамка». Важным свойством ЭДЗ такого вида является независимость их противокумулятивной стойкости от угла воздействия КС. Так, ЭДЗ кубической формы со стороной внутренней полости 60 мм, толщиной внутренних стальных обкладок 3 мм, толщиной слоя ВВ 5 мм, с наружным корпусом из стали толщиной 0,5 мм снижает бронепробивное действие кумулятивных зарядов диаметром 85 мм на 56 % при воздействии под углами 0 и 60° от нормали.

Дальнейшим развитием схем объемных ЭДЗ является ЭДЗ типа «Крест» (рис. 6.43) [6.5]. Снаряжение этих ЭДЗ осуществлялось пластичными или эластичными ВВ. При этом предполагалось, что воздействие на проникающую КС усиливается за счет вставки во внутреннюю полость облицованного металлическими пластинами крестообразного заряда ВВ. Снижение бронепробития этими ЭДЗ при воздействии на них кумулятивных боеприпасов, пробивающих примерно 400 мм сплошной преграды из броневой стали, составляло 35...44 %. На основе ЭДЗ «Крест» были разработаны опытные конструкции ДЗ навесного и встроенного типов для одного из отечественных танков.

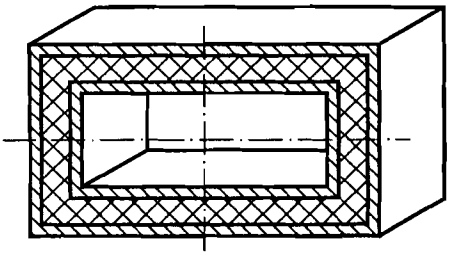


Рис. 6.42. Объемный ЭДЗ «Рамка»

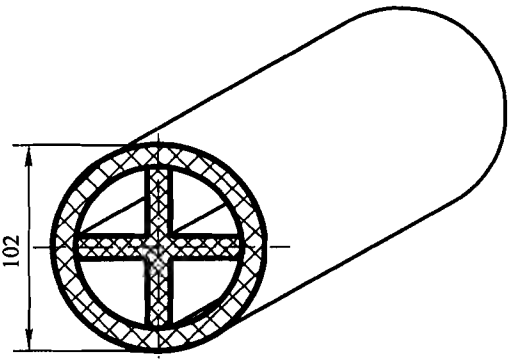


Рис. 6.43. Объемный ЭДЗ «Крест»

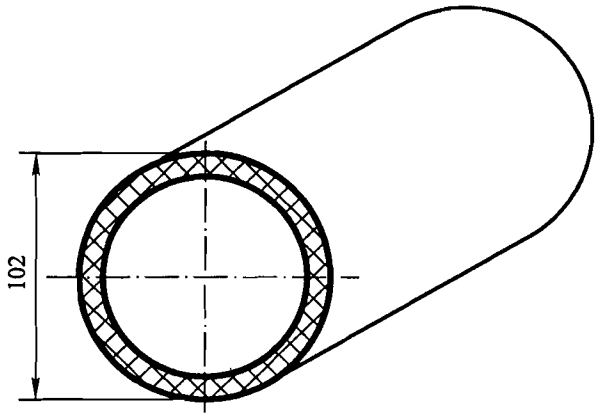


Рис. 6.44. Объемный ЭДЗ «Кольцо»

Как показали экспериментальные исследования, основной вклад (около 80 %) в снижение бронепробития вносит наружная кольцевая часть ЭДЗ. Поэтому оказалось целесообразным удаление крестообразного заряда ВВ из внутренней полости. Схема трубчатого ЭДЗ «Кольцо» представлена на рис. 6.44. Этот элемент имеет наружный корпус из алюминиевого сплава, трубчатый слой ВВ и внутреннюю облицовку из алюминиевого сплава или стали. Имея примерно ту же эффективность, что и ЭДЗ «Крест», ЭДЗ «Кольцо» более технологичен в изготовлении, обладает меньшей общей массой и содержит меньше ВВ.

6.5.2. Динамическая защита с плоскими элементами динамической защиты

Плоские ЭДЗ представляют собой две металлические пластины, между которыми размещен слой ВВ. Конструктивно плоские ЭДЗ выполняют таким образом, чтобы при эксплуатационных нагрузках предотвратить истечение ВВ из-под пластин, а также передачу детонации в поперечном направлении от одного элемента к другому. Конструктивное оформление комплекса ДЗ зависит от вида ДЗ. В комплексе навесной ДЗ ЭДЗ на броне танка устанавливают в специальных контейнерах, имеющих узлы крепления к основной броне. Контейнер представляет собой штампованный полый корпус из листовой стали толщиной несколько миллиметров. Внешняя стенка контейнера выполняет роль взводящего экрана для кумулятивных боеприпасов и вызывает срабатывание взрывателя.

Комплекс навесной ДЗ «Контакт». Этот комплекс разработан в НИИ стали. Эскиз контейнера и схема взаимодействия КС с навесной ДЗ «Контакт» приведены на рис. 6.45. В каждый контейнер устанавливается по два плоских ЭДЗ, располагающихся под небольшим углом друг относительно друга. При таком варианте установки ЭДЗ обеспечивается практически полное перекрытие зазора между отдельными контейнерами и прохождение КС через два или три ЭДЗ в зависимости от точки попадания КС. Контейнеры устанавливают на защищаемом участке брони таким образом, чтобы угол между нормалью к поверхности контейнера и горизонтальной поверхностью составлял 55...85°.

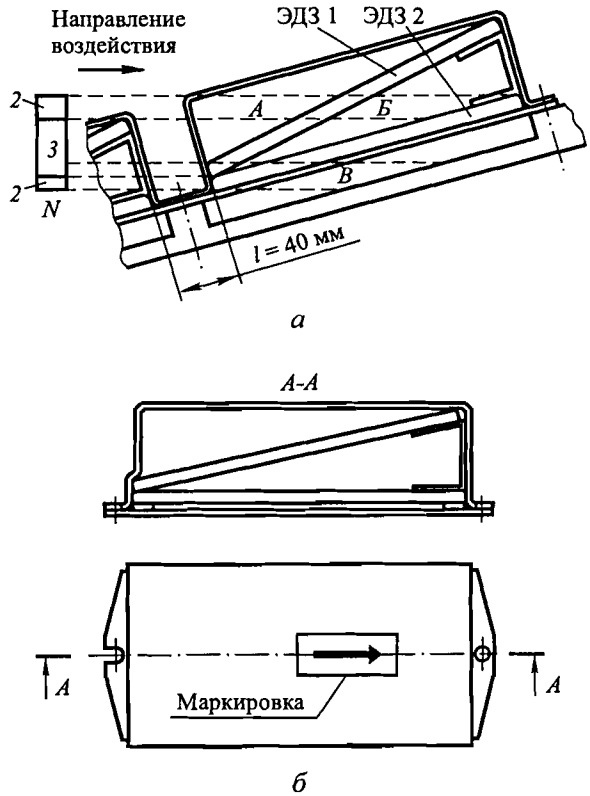


Рис. 6.45. Взаимодействие КС с контейнером ДЗ «Контакт»:
а — схема взаимодействия (*N* — число сработавших ЭДЗ; *А* — зона работы ЭДЗ1; *Б* — зона работы ЭДЗ1 и ЭДЗ2; *В* — зона работы ЭДЗ2); *б* — контейнеры ДЗ в разрезе

Масса ВВ в одном ЭДЗ 260 г, масса ЭДЗ 1,35 кг, масса контейнера 5,5 кг. Полный комплект навесной ДЗ, устанавливаемой на танк Т-72, состоит из 227 контейнеров общей массой (вместе с крепежом) около 1400 кг. Суммарная масса ВВ составляет 118 кг. ДЗ «Контакт» при воздействии КС обеспечивает увеличение стойкости брони на 350...450 мм в зависимости от типа кумулятивного боеприпаса. При этом достигается многократный (в 10–20 раз) выигрыш по массе в сравнении с монолитной броней.

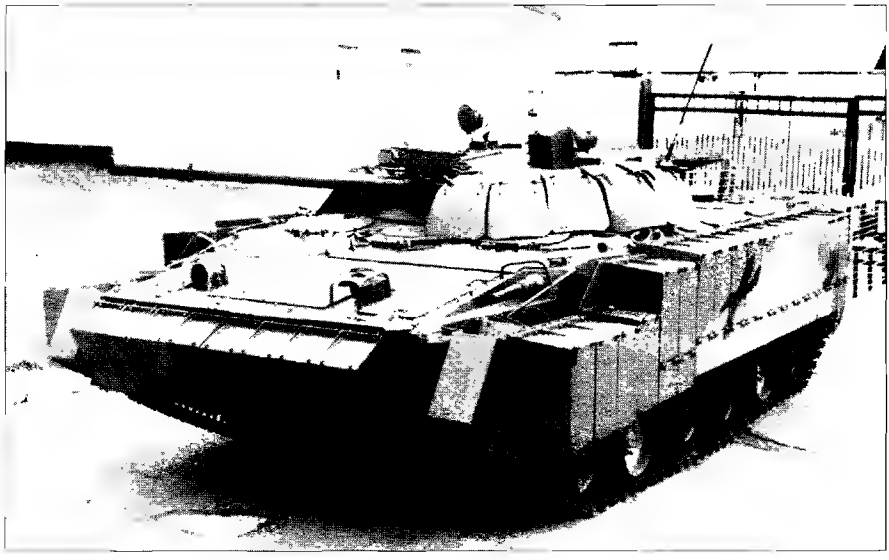
К навесной ДЗ предъявляют достаточно жесткие требования. Так, ВВ, которым снаряжают ЭДЗ, должно обладать относительно невысокой чувствительностью, в частности, не взрываться при ремонтных ударных воздействиях, не детонировать при обстреле боеприпасами стрелкового оружия, малокалиберными (23...30 мм) снарядами и при воздействии осколков. Горение, возникшее в ЭДЗ, не должно переходить в детонацию, детонация не должна передаваться между соседними ЭДЗ, контактирующими по торцевой поверхности. В то же время при воздействии КС в заряде ВВ должна надежно инициироваться детонация при температуре от –50 до +50 °С.

На рис. 6.46 приведены примеры использования ДЗ на танках Т-72, Т-90 и на броневой машине пехоты БМП-3.

Комплекс навесной ДЗ «Контакт» может быть установлен на танки не только российского производства, но и других стран.

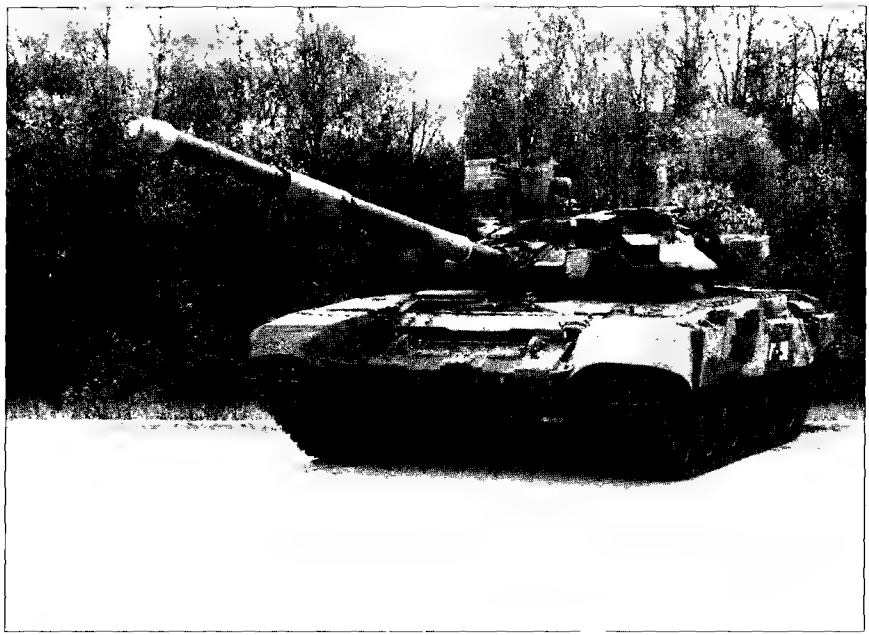
Комплекс навесной ДЗ «Blazer». ДЗ «Blazer» была разработана и впервые применена в боевых условиях в ходе Ливанской войны 1982 г. Израилем. Конструктивная схема плоского ЭДЗ «Blazer» представлена на рис. 6.47. Толщина стальных пластин-обкладок составляет 3 мм, толщина слоя ВВ 4 мм. Расчетная скорость метания пластин 900 м/с. В качестве ВВ используют пластичное ВВ на основе гексогена (типа С-4), состоящее из 91,5 % гексогена и 8,5 % пластичного наполнителя. На танки ЭДЗ устанавливают в контейнерах с толщиной стенки 3 мм. В отличие от ДЗ «Контакт» в ДЗ «Blazer» ЭДЗ имеют несколько типоразмеров: на танке М48А3, например, применялись ЭДЗ следующих размеров (мм): 260×200×10; 260×250×10; 300×200×10; 380×200×10. Использование ДЗ «Blazer» на танках М48А3 с уровнем защиты 140...180 мм сделало практически неэффективными распространенные в то время моноблочные кумулятивные боеприпасы, поскольку при наличии в контейнере двух ЭДЗ глубина проникания КС при угле воздействия 65° уменьшалась примерно на 450 мм.

а



б

Рис. 6.46. Внешний вид образцов отечественной бронетехники (начало):
а — танк Т-72 с навесной ДЗ; *б* — БМП-3 с навесной ДЗ



в

г

Рис. 6.46. Внешний вид образцов отечественной бронетехники (окончание):
в — танк Т-90 со встроенной ДЗ; *г* - фрагмент ДЗ танка Т-90

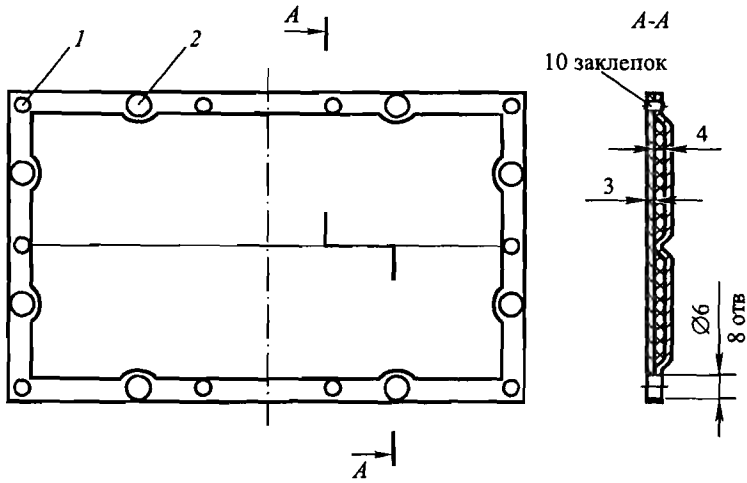


Рис. 6.47. ЭДЗ «Blazer»:
1 — заклепки, скрепляющие блоки ЭДЗ; *2* — отверстия для закрепления ЭДЗ

Характеристики рассмотренных комплексов навесной ДЗ близки, однако можно отметить, что при одинаковой эффективности масса ДЗ «Контакт» меньше массы ДЗ «Blazer».

В настоящее время ДЗ широко применяется многими странами мира, использующими российскую или израильскую технологию для повышения защищенности бронетехники. Принцип действия ДЗ хорошо известен, ЭДЗ просты по конструкции и технологии изготовления, и любая страна с достаточно хорошо развитой промышленностью может самостоятельно разрабатывать и производить комплексы навесной ДЗ [6.33, 6.34].

Французские фирмы Giat и SNPE производят комплексы ДЗ «Brenus», которые могут устанавливаться на всех типах средне- и тяжелобронированных машин. Китайская корпорация Norinco производит ДЗ и оснащает ею танки Т-59 и Т80/88. Оснащает свои танки ДЗ и Пакистан. Польша разработала комплекс ДЗ ERAWA для установки на танки Т-72. Чехия также предлагает комплексы ДЗ для танка Т-72.

Английская фирма Royal Ordnance предложила свои комплексы ДЗ «Ramor-A», которые использовались для дополнительной защиты танков «Челленджер-1» во время войны в Персидском заливе в 1991 г. Италия закупила такие комплексы для своей тяжелой колесной бронемашины «Центауро».

6.5.3. Условия непередачи детонации между элементами динамической защиты

В рассмотренном выше варианте навесной ДЗ «Контакт» в каждом контейнере размещается по два плоских ЭДЗ. Однако при защите плоских поверхностей большой площади иногда более оптимальны контейнеры с многослойным расположением ЭДЗ.

При разработке контейнерных устройств ДЗ с многорядной компоновкой ЭДЗ возникает задача предотвращения передачи детонации между соседними ЭДЗ при сохранении необходимого уровня защищающей способности всего устройства. Трудность решения этой задачи усугубляется жесткими ограничениями по массе и габаритам устройств защиты.

Основными способами предотвращения передачи детонации между ЭДЗ являются: 1) заполнение пространства между ЭДЗ малоплотным пористым наполнителем; 2) размещение ЭДЗ под углом друг к другу; 3) разделение ЭДЗ прокладками из различных материалов. На практике эти способы комбинируются.

Возможность возбуждения детонации ВВ ЭДЗ при срабатывании соседнего элемента определяется амплитудой и формой нагружающего импульса. Размещение между ЭДЗ пористых материалов и перегородок из сжимаемых материалов приводит к тому, что профиль давления, нагружающего заряд ВВ, становится сложным, поскольку включает в себя волны сжатия и многократное ударно-волновое нагружение. Именно это обстоятельство делает невозможным использование известных критериев инициирования детонации для анализа процессов передачи и непередачи детонации между ЭДЗ. Недостатком этих критериев является невозможность учета пониженной чувствительности зарядов ВВ к нагружению волнами сжатия с плавным нарастающим профилем, а также ударно-волновой десенсибилизации и сенсибилизации при многократном немонотонном нагружении [6.12].

Исходя из современного понимания процессов ударно-волнового инициирования детонации [6.11], можно сформулировать следующие требования к способам предотвращения передачи детонации между ЭДЗ.

1. Первый ударно-волновой импульс, входящий в заряд ВВ ЭДЗ, должен иметь амплитуду меньше критической: $p < p_{кр}$ (критическое давление $p_{кр}$ характеризует ударно-волновую чувствительность заряда ВВ ЭДЗ и зависит от толщины слоя ВВ в ЭДЗ).

2. Для снижения возможности инициирования детонации зависимость давления от времени на границе раздела пластина — ВВ должна

быть нарастающей и как можно более плавной. Этому способствует наличие на нагружаемой поверхности ЭДЗ прокладок из сжимаемых материалов.

3. Для предотвращения формирования в заряде ВВ тыльной волны разрежения, повышающей чувствительность заряда ВВ, необходимо уменьшить ее амплитуду посредством размещения на тыльной поверхности нагружаемого ЭДЗ специальных прокладок.

Выполнение этих требований обеспечивается правильным выбором материалов пористого наполнителя и прокладок, размещаемых между ЭДЗ. Их основное назначение — затормозить движущуюся пластину до приемлемой скорости. При этом пространственное расположение прокладок между ЭДЗ должно быть таким, чтобы они, ослабляя воздействие движущейся пластины на соседний элемент ЭДЗ, существенно не снижали защищающую способность сработавшего ЭДЗ.

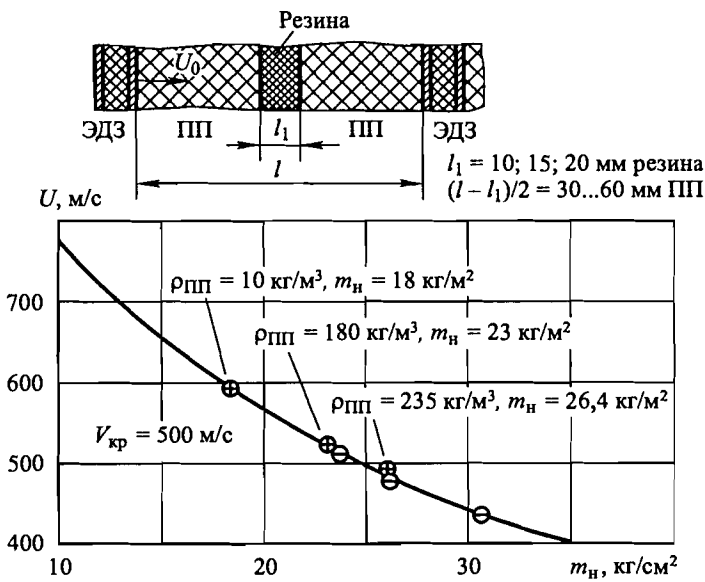


Рис. 6.48. Данные экспериментов по выбору наполнителя в представленной структуре, обеспечивающего непередачу детонации между ЭДЗ. Начальная скорость пластин принималась равной U_0 = 1300 м/с:
⊕ — детонация передается; ⊖ — детонация не передается

В качестве примера на рис. 6.48 приведены результаты экспериментальной отработки одного из вариантов предотвращения передачи детонации между модельными ЭДЗ. Для торможения пластин использо-

вался комбинированный наполнитель из пенопласта (ПП) различной плотности (суммарная толщина $l - l_1$) и резиновых прокладок (толщина $l_1 = 5...20$ мм). Результаты экспериментов представлены в координатах: масса наполнителя $m_н$ на единицу площади — условная скорость пластины U, которую она приобретает в результате торможения за счет присоединения массы комбинированного наполнителя. Для $m_н$ и U, в соответствии с рис. 6.47, имеем следующие выражения:

$$m_н = \rho_{ПП}(l - l_1) + \rho_1 l_1, \quad U = U_0 \frac{\rho\delta}{\rho\delta + m_н},$$

где $\rho_{ПП}$, ρ_1 — соответственно плотность пенопласта и резины; U_0 — начальная скорость пластины; $\rho\delta$ — погонная масса пластины.

Исходя из полученных результатов, можно сделать вывод о том, что в рассмотренном варианте детонация между ЭДЗ не передается, если скорость пластины вследствие торможения в наполнителе становится меньше 500 м/с.

6.5.4. Методы снижения ударных нагрузок, возникающих при срабатывании динамической защиты

При срабатывании взрывной ДЗ защищаемый объект подвергается весьма интенсивным ударным нагрузкам. Для защиты с помощью ДЗ тонкобронных проекций танков, легкобронированной техники и различных малопрочных объектов необходимо снижение этих нагрузок до приемлемого уровня. На практике уменьшение действующих на защищаемые объекты со стороны ДЗ нагрузок осуществляют двумя способами: 1) увеличением угла между ЭДЗ и поверхностью защищаемой преграды; 2) использованием различных демпферов (изоляторов, ослабителей) ударных нагрузок.

При увеличении угла α между защищаемой преградой и ЭДЗ уменьшается нормальная к преграде составляющая скорости пластины $U_n = U_0 \cos\alpha$, вследствие чего уменьшается интенсивность воздействия ЭДЗ на преграду.

Физическая сущность процесса демпфирования заключается в поглощении части энергии ударного воздействия и уменьшении амплитуды ударного импульса, передаваемого через демпфер на защищаемую преграду. При ослаблении ударных воздействий небольшой интенсивности используются малопрочные демпферы или изоляторы

ударных нагрузок, способные разрушаться или уплотняться при постоянной нагрузке. Нагрузка, передаваемая на защищаемую преграду, ограничивается прочностью демпфера.

Пусть ударное воздействие осуществляется пластиной с погонной массой $m = \rho\delta$, летящей со скоростью U_0. При небольших скоростях пластины вполне допустимо пренебречь волновыми процессами в демпфере. Тогда полное демпфирование ударной нагрузки приведет к остановке пластины. Ее кинетическая энергия перейдет в работу уплотнения или разрушения материала демпфера:

$$\frac{mU_0^2}{2} = \sigma_{\text{пр}} x,$$

где $\sigma_{\text{пр}}$ — прочностная характеристика материала демпфера; x — путь, на котором тормозится пластина. Необходимая толщина H пористого демпфера с пористостью $\kappa = 1 - \rho_0/\rho_s$ (ρ_0 — исходная плотность, ρ_s — плотность сплошного материала демпфера) может быть определена с помощью соотношения

$$H = \frac{mU_0^2}{2\kappa\sigma_{\text{пр}}}.$$

Количественный анализ этой зависимости показывает, что демпфирование нагрузки, возникающей при ударе стальных пластин толщиной 2 мм, движущихся со скоростью до 200 м/с, возможно только с помощью достаточно прочных пористых материалов с уровнем прочности $\sigma_{\text{пр}} = 5\ldots10$ МПа. При этом необходимая толщина демпфера составляет 50...100 мм.

При срабатывании ДЗ возникают высокоинтенсивные ударные нагрузки, в материале демпфера формируются ударные волны, амплитуда которых может многократно превосходить его прочность. Амплитуда нагрузки на защищаемую преграду в этом случае будет зависеть в основном от массы демпфера и динамической сжимаемости как пористого, так и сплошного материала демпфера.

Максимальную величину поглощенной энергии можно оценить, пользуясь моделью *неупругого удара*. Из закона сохранения импульса следует, что скорость U системы пластина —— демпфер

$$U = \frac{U_0}{M/m + 1},$$

где $M = \rho_0 H$ — погонная масса демпфера. Для поглощенной демпфером энергии ΔE нетрудно получить следующее выражение:

$$\Delta E = \frac{mU_0^2}{2}\frac{\mu}{1+\mu},$$

где $\mu = M/m$ — относительная масса демпфера. Как следует из этой зависимости, при массе демпфера, равной массе пластины-ударника, остаточная энергия воздействия составляет половину начальной.

Для оценки максимальной нагрузки p_m на защищаемую преграду воспользуемся моделью *необратимо уплотняющегося материала демпфера*. Тогда, предположив, что после ударно-волнового сжатия демпфер в уплотненном состоянии движется со скоростью U и сталкивается с несжимаемой преградой, в акустическом приближении получим

$$p_m = \rho_s U c = \rho_s c \frac{U_0}{\mu + 1},$$

где c — скорость звука в сплошном материале демпфера. При $U_0 =$ $= 1300$ м/с в деревянном или пенопластовом демпфере с параметрами $\rho_s = 1000$ кг/м^3, $c = 2000$ м/с получаем $p_m = 2{,}6/(1+\mu)$ в ГПа. Для уменьшения максимального давления до уровня 0,5 ГПа масса демпфера должна превосходить массу пластины-ударника примерно в 4 раза.

При одной и той же относительной массе демпфера максимальное давление нагружения преграды меньше, если материал демпфера более сжимаем. При этом длительность нагружения τ возрастает. Исходя из закона сохранения импульса, можно записать

$$mU = \int_0^\tau p(t)dt,$$

где $p(t)$ — профиль давления, действующего на преграду. Полагая, что $p(t) \approx p_m$, после преобразований получим $\tau = \frac{\kappa H}{c}\frac{\mu+1}{\mu}$.

Допустимый уровень нагрузок на защищаемую преграду зависит от ее конструкции. В экспериментах эффективность различных демпферов определяют, как правило, по максимальному прогибу эталонной преграды.

6.6. Комбинированная динамическая защита

При поиске способов активного деструктивного воздействия на внедряющийся поражающий элемент исследователей заинтересовал вопрос: можно ли существенно усилить сопротивление относительно низкопрочного малоплотного наполнителя, подвергая его гидростатическому сжатию. Потребность в структурах с такого рода наполнителями может возникнуть у проектировщика, например, когда он не располагает необходимыми габаритами по толщине при размещении в полости между стальными броневыми слоями стандартных ЭДЗ для осуществления углового метания. В таких случаях он просто не может обойтись без некоего наполнителя, который должен обеспечить еще какие-либо дополнительные свойства брони (например, противорадиационную стойкость).

6.6.1. Стойкость материалов при нагружении взрывом

Впервые влияние гидростатического «объемного» сжатия материалов наполнителя на сопротивление прониканию бойка показано в работах ЛФТИ им. А.Ф. Иоффе. Это явление базируется на известном *эффекте Бриджмэна*, при котором приложение к заданному объему материала гидростатического давления повышает его сопротивление сдвиговым деформациям. У всех исследованных материалов с увеличением давления сжатия наблюдается монотонный рост динамического сопротивления внедрению, причем при давлении 0,6 ГПа это сопротивление становится практически одинаковым. Вследствие увеличения плотности и сдвиговой прочности при приложении давления к материалу увеличиваются прочностная и инерционная составляющие сопротивления внедрению. Кроме того, при проникании в сжатый материал возможно взаимодействие стенок каверны, образованной в материале, с боковой поверхностью проникающего средства. Эти эффекты должны быть более заметны, когда создаются давления, при которых значительно изменяется плотность материала. Такие давления могут быть созданы при нагружении материала взрывом.

В этой связи представляет интерес оценка начальных параметров ударной волны, создаваемой в материале взрывом заряда ВВ. Эти параметры при обжатии взрывом образцов наиболее типичных наполнителей для танковой брони, рассчитанные по методу, изложенному в [6.11], приведены в табл. 6.4, где p_x, ρ_x — начальные давление и плот-

ность при взрыве; $\overline{u}_x$ — массовая скорость; $D_{уд}$ — скорость ударной волны; ρ_0 — исходная плотность материала; C_0 — исходная скорость звука в материале.

Таблица 6.4

Начальные параметры ударных волн в наполнителях при нагружении их взрывом заряда ВВ марки ПВВ-12М

Материал наполнителя	p_x, ГПа	$\overline{u}_x$, м/с	$D_{уд}$, м/с	ρ_x, кг/м^3	ρ_x/ρ_0	$\rho_0 C_0 \cdot 10^{-7}$ кг/м^{2}с
Полиуретан	9,0	1700	5172	1489	1,49	0,25
ПОВ	9,7	1630	5006	1734	1,50	0,28
Стеклотекстолит	13,3	1150	5723	2502	1,25	0,80
Алюминий	15,7	900	6501	3145	1,16	1,42
Карбид кремния	17,7	700	8665	3263	1,09	2,40
Карбид бора	16,9	760	8927	2732	1,093	2,09
Корунд	19,4	550	9205	4094	1,063	3,31

Из таблицы ясно, что при нагружении взрывом в материалах создаются высокие начальные давления 9,0...19,4 ГПа. Плотность нагружаемого материала в зависимости от его физико-механических свойств может увеличиваться на 6...50 %. При этом с увеличением акустической жесткости ($\rho_0 C_0$) возрастают значения p_x и уменьшается степень сжатия материала (ρ_x/ρ_0).

Таким образом, нагружение взрывом жестких материалов, таких как керамика и металлы, характеризуется более высокими по сравнению с податливыми материалами значениями начальных давлений, в то время как их плотность возрастает в меньшей степени. При этом значения получаемых давлений таковы, что могут вносить существенный вклад и в проникание по типу гидродинамического при скоростях взаимодействия, характерных для КС. Степень такого влияния иллюстрируется рис. 6.49, на котором представлены результаты расчета глубины остаточного внедрения медного стержня ($h_т$), движущегося со скоростью 5 км/с, в тыльную стальную плиту, перед которой расположен наполнитель за лицевой стальной плитой. Начальная плотность

наполнителя взята равной 3000 кг/м^3. На рисунке видно, что с увеличением $\sigma_т$ кривая $h_т = f(\sigma_т)$ становится все круче и при $\sigma_т \approx 13$ ГПа проникание сводится в основном к взаимодействию с материалом наполнителя, а остаточная глубина внедрения падает до нуля.

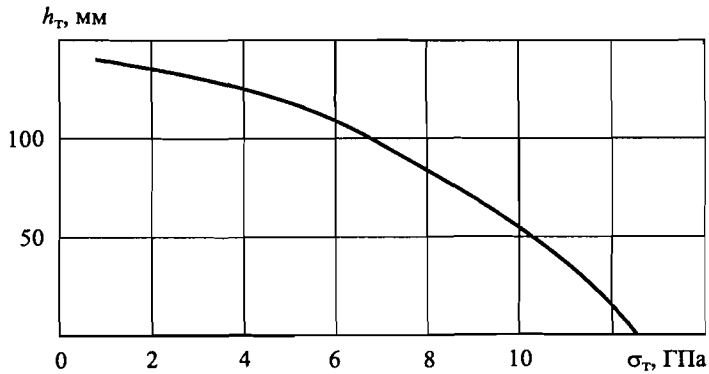


Рис. 6.49. Зависимость глубины внедрения медного стержня в тыльную плиту преграды сталь — наполнитель — сталь от предела текучести

В реальных условиях волны разгрузки быстро приводят к падению давления в нагруженном взрывом материале. Поэтому взаимодействие средств поражения с нагруженным материалом может быть лишь кратковременным и определяется скоростью падения давления в продуктах взрыва и временем разгрузки материала.

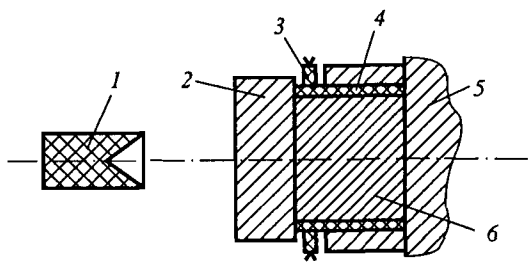


Рис. 6.50. Схема эксперимента:
1 — кумулятивный заряд; *2* — лицевая плита; *3* — электродетонатор; *4* — заряд ВВ; *5* — тыльная плита; *6* — наполнитель

Это обстоятельство подтверждается результатами экспериментов по схеме, представленной на рис. 6.50, в соответствии с которой на-

полнитель устанавливали между лицевой и тыльной стальными плитами, а на боковых торцах наполнителя размещали плоские заряды ВВ. Подрыв зарядов осуществляли от электродетонаторов. Эксперименты проводили с использованием лабораторного кумулятивного заряда, имеющего бронепробивную способность около 250 мм стали. В ходе экспериментов варьировалось время задержки $\tau_з$ между подрывом кумулятивного заряда и зарядов ВВ. Испытаниям были подвергнуты полиэфируретан, броневой стеклотекстолит, алюминий, керамика (карбид кремния), полиэтилен.

В результате экспериментов установлено существование трех временны́х диапазонов, обусловливающих тот или иной характер взаимодействия (рис. 6.51):

1) малые значения времени задержки (до 25 мкс), при которых материал успевает разгрузиться или даже разрушиться до подхода к нему струи; в этом случае стойкость наполнителя ниже, чем в исходном (ненагруженном) состоянии, глубина внедрения струи в тыльную плиту достаточно велика;

2) средние значения времени задержки (40...60 мкс), при которых, как показывают пространственно-временные расчеты, головная часть струи либо находится у лицевых слоев наполнителя, либо начинает внедряться в них. В этом случае струя внедряется в нагруженный материал, находящийся под давлением, интенсивно срабатывается и взаимодействует со стенками каверны; наполнитель в этом случае обладает наибольшей стойкостью;

3) большие значения времени задержки (более 60 мкс), при которых головная часть струи частично или полностью прошла через слой наполнителя до момента нагружения; воздействие в основном осуществляется на боковую поверхность струи, и глубина остаточного внедрения увеличивается.

В последнем случае от других наполнителей несколько отличается керамика, которая в свободном состоянии обладает аномально высокой противокумулятивной стойкостью. В связи с этим кривая $h_{ост} = f(\tau_з)$ для керамики более полога по сравнению с другими зависимостями. При оптимальных значениях времени вхождения КС в наполнитель различия в уровнях стойкости всех исследованных материалов незначительны. Стойкость алюминия в нагруженном состоянии оказывается ниже, чем стойкость остальных материалов, что обусловлено его более низкой, чем у квазижидких полимеров, податливостью и меньшей, чем у керамики, исходной прочностью.

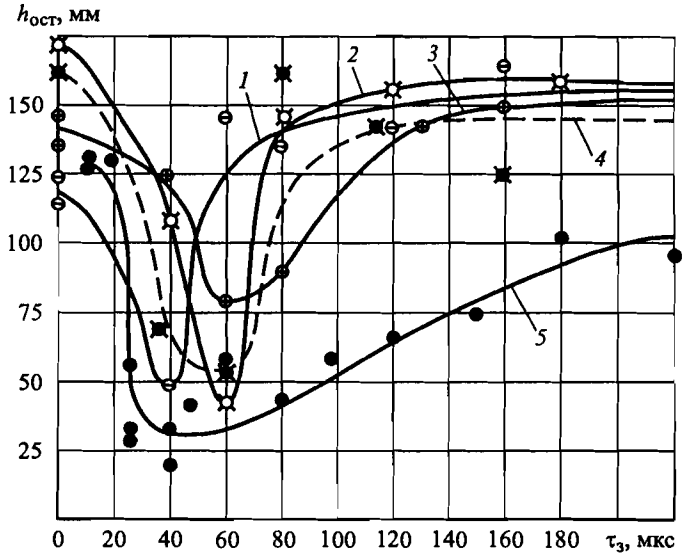


Рис. 6.51. Зависимость глубины внедрения остаточной струи в тыльную плиту от времени задержки $\tau_з$:
1 (⊖) — ПЭУ; *2* (⌑) — СТБ; *3* (⊕) — Al; *4* (●) — SiC; *5* (■) — ПОВ

Таким образом, в ходе экспериментальных исследований было установлено, что при нагружении взрывом наполнителей комбинированной брони повышение их стойкости носит кратковременный характер и обусловлено не только воздействием сжимаемого материала на боковую поверхность струи, но и увеличением сопротивления внедрению. Этот вывод подтверждается результатами рентгенографии. На рис. 6.52 представлены рентгенограммы состояния струи после взаимодействия с полиуретаном в исходном (рис. 6.52, *а*) и сжатом взрывом ВВ (рис. 6.52, *б*) состояниях. При их сравнении видно, что после взаимодействия со сжатым полиуретаном струя не только разрушается в радиальном направлении, но и укорачивается по сравнению со струей, вышедшей из ненагруженного полиуретана, что свидетельствует об ее интенсивном расходовании при проникании в сжатый материал.

В случае взаимодействия струи с керамическим наполнителем (карбид кремния) (рис. 6.53) также наблюдается более интенсивное расходование струи на сжатой керамике. При этом разрушение струи в радиальном направлении не столь заметно, что указывает на существенную роль сопротивления внедрению в отличие от взаимодействия с податливыми материалами, когда преобладает воздействие на боковую поверхность струи.

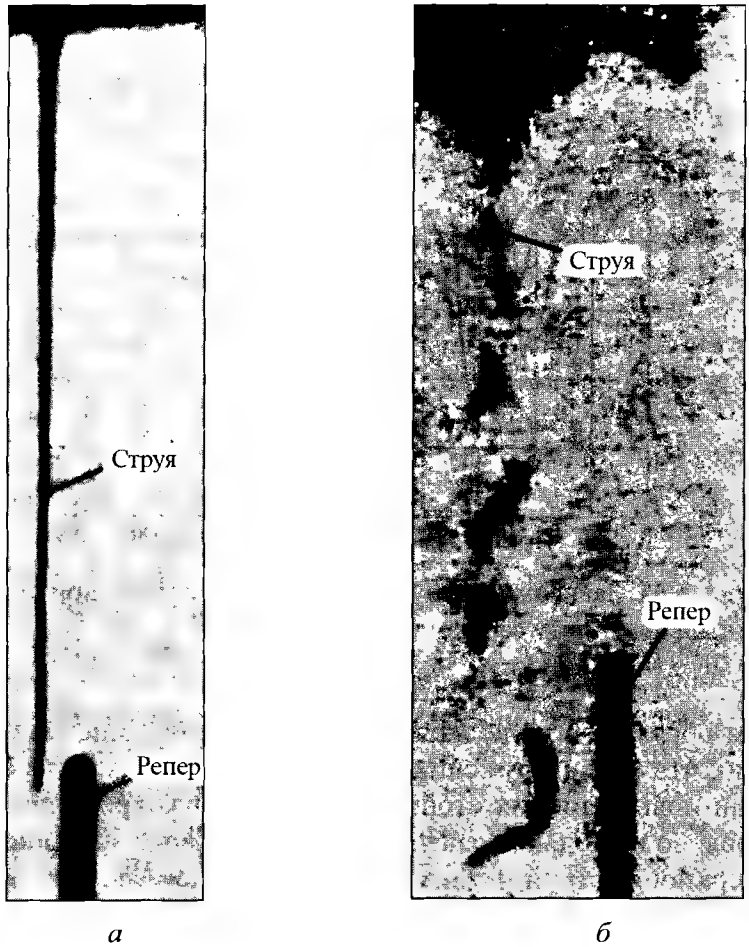
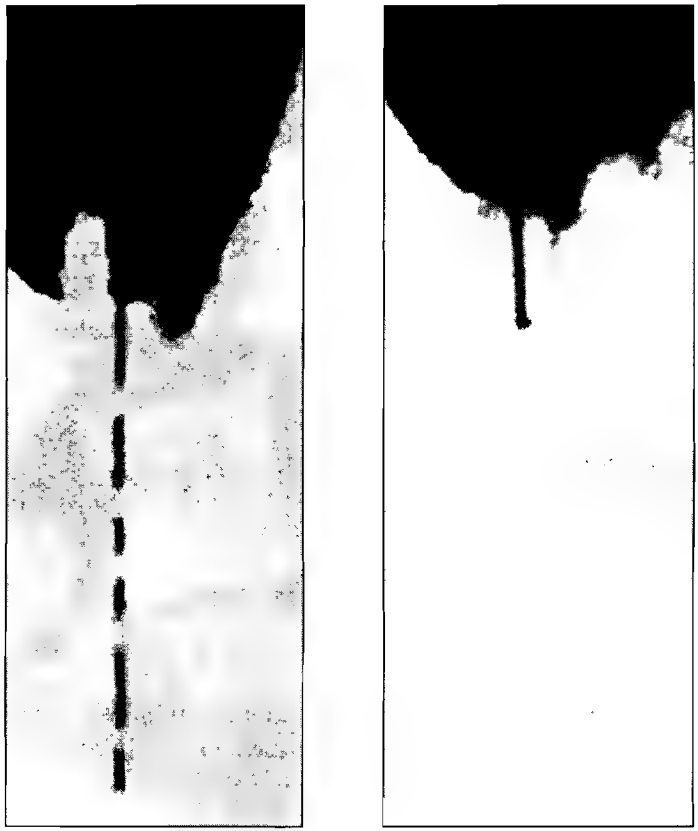


Рис. 6.52. Рентгенограммы состояния КС после взаимодействия с полиуретаном в исходном (*а*) и сжатом взрывом ВВ (*б*) состоянии

Эффект от действия взрыва наблюдается также при проникании сердечников БПС, имеющих более низкие по сравнению со струей скорости проникания. На рис. 6.54 представлены рентгенограммы состояния стержня из сплава ВНЖ-90 с начальной скоростью 1600 м/с на выходе из керамического наполнителя, нагруженного взрывом. Наблюдаются изгиб и разрушение стержня как результат бокового воздействия, а также его укорочение примерно на 10 % по сравнению со стержнем, вышедшим из ненагруженной керамики.



а *б*

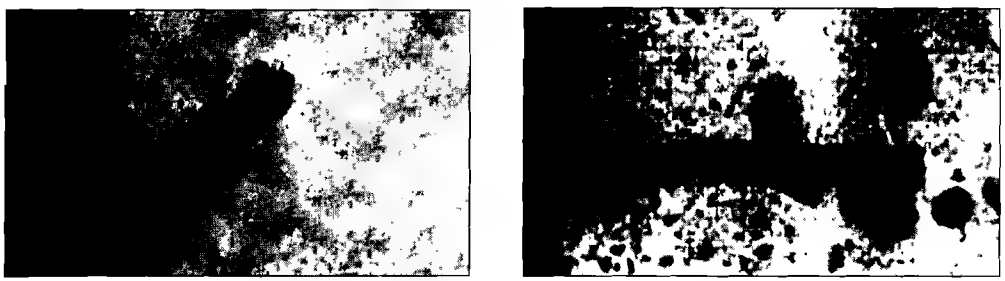
Рис. 6.53. Вид струи после взаимодействия с керамикой в ненагруженном (*а*) и нагруженном (*б*) взрывом ВВ состояниях

Таким образом, эти исследования выявили возможность использования энергии взрыва для повышения стойкости наполнителей комбинированной брони. На следующем этапе исследований подрывом кумулятивных боевых частей снарядов больших калибров этот факт был подтвержден; испытания проводились по схеме, представленной на рис. 6.55.

В ходе испытаний осуществлялся подрыв боевой части калибра 125 мм так, чтобы угол встречи КС с лицевой стальной преградой составлял 0 и 60°. Защищающую способность оценивали по габаритному ($K_Г$), массовому ($K_М$) и обобщенному ($K_О$) коэффициентам стойкости. Полученные по результатам экспериментов значения указанных коэф-

фициентов (показателей стойкости) приведены в табл. 6.5, где для сравнения представлены те же показатели для «пассивного» (без ВВ) варианта наполнителя. Чем меньше значения этих коэффициентов, тем более приемлемы материалы в качестве наполнителей комбинированной брони.

Такая комплексная оценка позволяет осуществить выбор состава преграды, обладающей заданным уровнем стойкости при минимальных толщине и массе.



а *б*

Рис. 6.54. Рентгенограммы состояния стержня из ВНЖ-90 на выходе из керамического наполнителя, нагруженного взрывом ($V_{уд}$ = 1600 м/с)

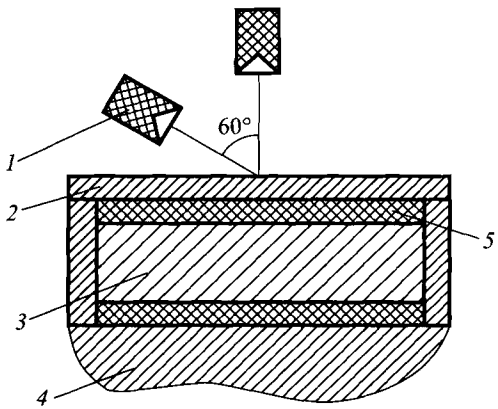


Рис. 6.55. Схема эксперимента:
1 — боевая часть; *2* — лицевая плита; *3* — наполнитель; *4* — тыльная плита; *5* — заряд ВВ

Из табл. 6.5 ясно, что применении ВВ в сочетании с броневыми материалами значительно (до 6 раз по значению $K_Г$) повышает эффект от их использования в «пассивном» варианте. При этом предпочтение отдается таким материалам, как полиэтилен, полиуретан, стеклотекстолит. Прочные хрупкие материалы, подобные стеклу, в сочетании с ВВ

обладают бóльшими значениями стойкости, чем квазижидкие (ПЭУ, ПЭ) и ортотропные (СТБ) материалы, но проигрывают им по обобщенному коэффициенту. Из сравнения значений для наполнителей в «активном» и «пассивном» вариантах ясно, что нагружение взрывом прочных хрупких материалов менее эффективно, чем более податливых материалов.

Таблица 6.5

Показатели противокумулятивной стойкости броневых материалов

Материал	Угол встречи, град	$K_М$		$K_Г$		$K_О = K_М K_Г$	
		с ВВ	без ВВ	с ВВ	без ВВ	с ВВ	без ВВ
Полиэтилен	0	0,029	0,16	0,23	1,25	0,007	0,2
Стеклотекстолит	0	0,039	0,35	0,15	1,35	0,006	0,4
Ситалл	0	0,06	0,16	0,19	0,5	0,011	0,08
Полиэтилен	60	0,043	0,16	0,34	1,25	0,015	0,2
Стеклотекстолит	60	0,07	0,35	0,27	1,35	0,019	0,47
Ситалл	60	0,073	0,24	0,23	0,63	0,021	0,15
Полиуретан	60	0,042	0,16	0,33	1,25	0,014	0,2
ПОВ	60	0,048	0,16	0,34	1,25	0,016	0,2
Сталь	60	0,27	1	0,27	1	0,073	1

Дальнейшие исследования подтвердили вывод о кратковременности увеличения стойкости наполнителей при динамическом обжатии; после этого материал, быстро разгружаясь, теряет стойкость. И если при взаимодействии с КС времени сжатия оказывается достаточно для заметного повышения стойкости, то при взаимодействии с сердечником БПС, имеющим более низкие скорости проникания, стойкость в лучшем случае равна стойкости в «пассивном» варианте, в худшем, из-за разрушения наполнителя, особенно керамики, — она падает.

6.6.2. Проникание кумулятивных струй через комбинированную динамическую защиту

Приведенные в разд. 6.6.1 результаты исследований свидетельствуют о том, что в случае применения малопрочных сжимаемых материалов эффект повышения их стойкости в большей степени обусловлен деструктивным ударно-волновым воздействием на внедряющуюся струю, чем повышением прочности в результате объемного сжатия.

Одним из возможных вариантов защиты с использованием ВВ в сочетании с такими материалами является так называемая комбинированная ДЗ. Структура этого вида ДЗ состоит из взрывного ЭДЗ и ячеистого слоя плоскопараллельного типа с наполнителем из инертного материала. Слой инертного наполнителя играет двоякую роль: выступает как демпфер ударной нагрузки и как материал, в котором схлопывание каверны приводит к дополнительному срабатыванию и разрушению струи (см. гл. 5, разд. 5.1.2). Подход к оценке необходимых характеристик демпфера ударной нагрузки, возникающей при срабатывании ЭДЗ, изложен в разд. 6.5.4. Ниже подробно рассмотрены процессы, определяющие эффективность струегашения комбинированной ДЗ.

Для того чтобы представить все многообразие физических процессов, сопровождающих проникание КС через комбинированную ДЗ, рассмотрим вначале проникание в нее КС по нормали к поверхности ДЗ.

Будем считать, что расходящаяся цилиндрическая детонационная волна, имеющая некоторый начальный радиус R_0, формируется после прохождения струей слоя ВВ через некоторое время задержки $\tau_з$. Если $\tau_з = 0$, то проникание КС в слой инертного материала начинается одновременно с детонацией ВВ.

Дальнейшее проникание КС сопровождается образованием каверны и ее последующим схлопыванием под действием давления за фронтом УВ в наполнителе, образующейся при детонации слоя ВВ. Одновременно происходит ускорение верхней пластины. После достижения УВ тыльной пластины или защищаемой поверхности в наполнитель отражается УВ, под действием которой происходит повторное схлопывание вновь образованной каверны. Процесс может повториться при следующем отражении. Качественно процесс проникания КС в ударно-сжатый слой инертного наполнителя представлен на рис. 6.56.

Перечислим основные физические процессы, сопровождающие проникание КС через комбинированную ДЗ:

1) пробитие КС лицевой пластины, формирование в ней отверстия;

2) возбуждение детонации в слое ВВ;

3) ускорение лицевой пластины продуктами детонации заряда ВВ;

4) проникание КС через наполнитель, формирование каверны;

5) распространение в наполнителе УВ, возникающей под действием продуктов детонации, ее затухание и отражение от ограничивающих металлических пластин;

6) схлопывание каверны, воздействие на проникающую КС материала наполнителя и осколочной пелены (повторное проникание КС и повторное схлопывание каверны);

7) нагружение основной брони или ускорение тыльной пластины.

Некоторые из перечисленных процессов были рассмотрены ранее.

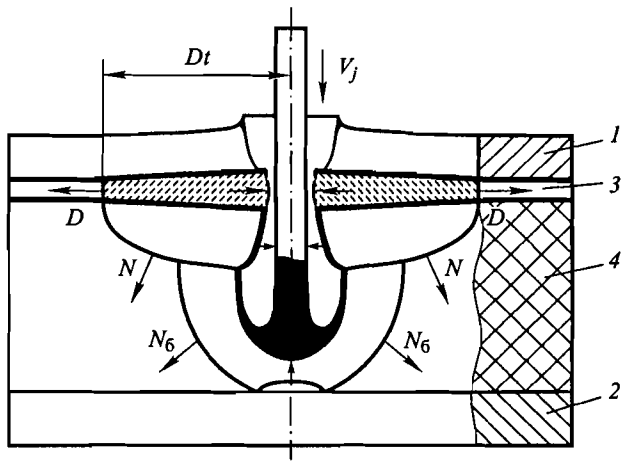


Рис. 6.56. Схема проникания КС в комбинированную ДЗ по нормали:
1, 2 — лицевая и тыльная пластины; *3* — взрывной ЭДЗ; *4* — сжимаемый малопрочный наполнитель (*D* — фронт детонационной волны; *N* — ударная волна в наполнителе; $N_б$ — головная баллистическая ударная волна)

При проникании КС в комбинированную ДЗ по нормали к ее поверхности на КС оказывают воздействие радиально сходящийся поток материала наполнителя, образующийся в процессе схлопывания каверны, метаемые продуктами детонации в сторону проникающей КС осколки, возникающие при пробитии лицевой пластины, и пелена сработавшейся части КС. Анализ повторного проникания КС через наполнитель представляет интересную задачу. В случае абсолютно симметричного процесса схлопывания каверны необходимо рассмотреть торможение КС тангенциальными силами, возникающими при схлопывании каверны и повторном проникании КС. Однако вследст-

вие неустойчивости осесимметричной конфигурации схлопывания каверны воздействие на проникающую в наполнитель КС будет асимметричным и приведет к возмущению прямолинейной формы КС. Несимметричное схлопывание каверны приводит не только к дополнительному срабатыванию КС, но и к сообщению элементам КС поперечной скорости, что может привести к смещению этих элементов за пределы каверны в последующих элементах преграды.

При проникании КС в преграду под углом к ее поверхности (рис. 6.57) к эффектам несимметричного схлопывания каверны добавляются эффекты воздействия на КС смещающихся пластин. Вследствие того, что в комбинированной ДЗ могут использоваться пластины толщиной до $\delta = (5...10)d_j$ (d_j — текущий диаметр струи), большое значение приобретает динамика ускорения пластин. Причина заключается в том, что с увеличением толщины пластины возрастает диаметр пробиваемого в ней отверстия, а это при недостаточно интенсивном ускорении пластины ведет к увеличению невозмущенной длины лидирующей части КС, успевающей проникнуть за пластину. Назначение наполнителя состоит также в поглощении лидирующего высокоскоростного участка КС. Последующее поглощение КС возможно при неоднократном схлопывании каверны под действием УВ в наполнителе, порожденных детонацией заряда ВВ (рис. 6.58). Количество пульсаций каверны зависит от толщины пластин обкладок и толщины слоя наполнителя. При тонких пластинах обкладок происходит быстрая разгрузка сжимаемого слоя и эффективность струегашения за счет воздействия на КС в схлопывающейся каверне резко падает.

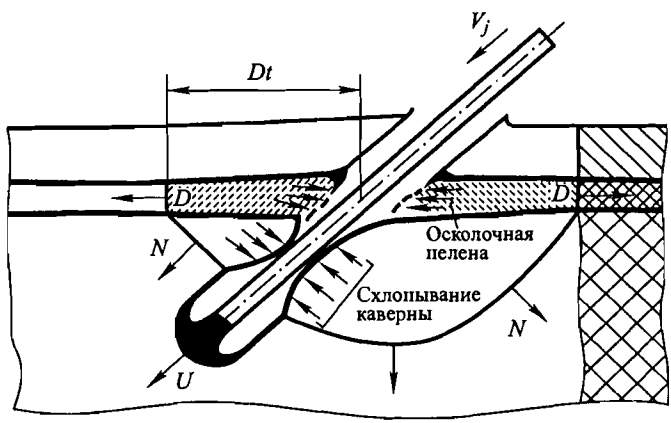


Рис. 6.57. Схема проникания КС в комбинированную ДЗ под углом

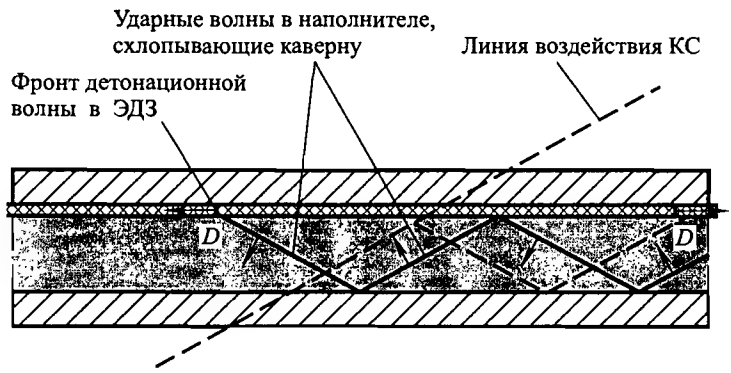


Рис. 6.58. Многократное схлопывание каверны в сжимаемом наполнителе устройства ДЗ под воздействием УВ, порождаемых детонацией заряда ВВ ЭДЗ

В общем случае задача о взаимодействии КС с комбинированной ДЗ представляет собой сложную трехмерную нестационарную задачу динамики прочных сжимаемых материалов с большими деформациями. Сложность задачи усугубляется необходимостью рассмотрения совместного деформирования четырех различных материалов: КС, пластин, ВВ и наполнителя. Поскольку к настоящему времени решение такой задачи не получено, имеет смысл количественно проанализировать перечисленные выше физические процессы для построения более строгой и полной физической модели проникания КС в многослойную комбинированную преграду.

6.6.3. Образование и схлопывание каверны при проникании кумулятивных струй в наполнитель

Проникание КС через слой наполнителя сопровождается образованием каверны. Обычно этот процесс анализируют исходя из закона сохранения энергии: кинетическая энергия элемента КС расходуется на работу радиального расширения каверны и сообщение материалу преграды кинетической энергии. Для вычисления совершенной работы и приобретенной кинетической энергии задаются конфигурацией деформирования преграды (как правило, принимают радиальное расширение цилиндрической каверны) и полем скоростей. Тепловые потери, весьма значительные при сверхскоростном взаимодействии, не учитывают.

Альтернативой энергетическому подходу является подход, основанный на законе сохранения импульса [6.10]. При этом задаются про-

стейшей конфигурацией течения (рис. 6.59) и предполагают стационарность процесса проникания КС в преграду. Импульс сил в КС перед ее растеканием

$$\delta I_0 = \rho_0 S_0 \delta t ,$$

где $\rho_0 = \frac{1}{2}\rho_{\text{КС}_j}(V_{\text{КС}_j} - u)^2$; $S_0 = \pi r_{\text{КС}_j}^2$; δt — время действия сил.

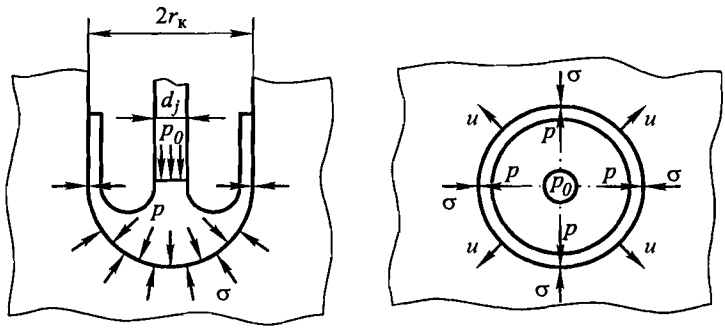


Рис. 6.59. Конфигурация течения при проникании КС в прочную среду

Предполагая, что материал в вершине каверны движется радиально, можно получить следующее выражение для импульса сил, действующих на границе раздела КС — преграда:

$$\delta I = pS_{\text{к}}\delta t ,$$

где $p = \frac{1}{2}\rho_{\text{пр}} u_{\text{к}}^2 + \sigma$ (σ — прочностное сопротивление преграды; $u_{\text{к}} = \frac{dr_{\text{к}}}{dt} = u$ — скорость стенки каверны, принимаемая равной скорости проникания; $S_{\text{к}} = \pi r_{\text{к}}^2$ — площадь поперечного сечения каверны). Если процесс стационарен, то $\delta I_0 = \delta I$. Исходя из этого равенства приходим к уравнению

$$\frac{r_{\text{КС}_j}^2}{2}\rho_{\text{КС}_j}(V_{\text{КС}_j} - u)^2 = \frac{r_{\text{к}}^2}{2}\rho_{\text{пр}} u^2 + r_{\text{к}}^2\sigma . \qquad (6.50)$$

Взаимосвязь между скоростью КС $V_{\text{КС}}$ и скоростью ее проникания u определяется соотношением

$$\frac{u}{V_{\text{КС}_j} - u} = K\sqrt{\frac{\rho_{\text{КС}_j}}{\rho_{\text{пр}}}},$$

где K — коэффициент, зависящий от прочности и соотношения сжимаемостей материалов КС и преграды. При проникании в несжимаемую преграду без прочности (гидродинамическое приближение) $K = 1$. Из уравнения (6.50) вытекает следующее дифференциальное уравнение для радиуса каверны:

$$u = \frac{dr_{\text{к}}}{dt} = \left[\frac{r_{\text{КС}_j}^2 \rho_{\text{КС}_j} V_{\text{КС}_j}^2}{r_{\text{к}}^2 \rho_{\text{пр}}\left(1 + K\sqrt{\frac{\rho_{\text{КС}_j}}{\rho_{\text{пр}}}}\right)^2} - \frac{\sigma}{\rho_{\text{пр}}}\right]^{1/2}.$$

Введем обозначения:

$$A = \frac{\rho_{\text{КС}_j} V_{\text{КС}_j}^2 r_{\text{КС}_j}^2}{2\rho_{\text{пр}}\left(1 + K\sqrt{\frac{\rho_{\text{КС}_j}}{\rho_{\text{пр}}}}\right)^2}, \qquad B = \frac{\sigma}{\rho_{\text{пр}}}.$$

В этих обозначениях дифференциальное уравнение для радиуса каверны принимает вид

$$\frac{dr_{\text{к}}}{dt} = \left[\frac{A}{r_{\text{к}}^2} - B\right]^{1/2}.$$

Интегрирование этого уравнения приводит к следующей зависимости радиуса каверны от времени:

$$r_{\text{к}}^2(t) = \frac{A}{B} - \left[\sqrt{\frac{A}{B} - r_{\text{КС}_j}^2} - t\sqrt{B}\right]^2.$$

Максимальный радиус каверны

$$r_{\text{к max}} = \sqrt{\frac{A}{B}}.$$

С использованием последнего выражения итоговая зависимость $r_к(t)$ примет вид

$$r_к(t) = \left({r_{к\max}}^2 - \left[\sqrt{r_{к\max}^2 - r_{КС_j}^2} - t\sqrt{\frac{\sigma}{\rho_{пр}}} \right]^2 \right)^{1/2}.$$

При проникании в преграду без прочности ($\sigma = 0$, $B = 0$) дифференциальное уравнение упрощается:

$$\frac{dr_к}{dt} = \frac{\sqrt{A}}{r_к}.$$

Интегрирование этого дифференциального уравнения дает следующую зависимость радиуса каверны от времени:

$$r_к^2 = r_{КС_j}^2 + 2\sqrt{A}t.$$

Предполагая, что процесс проникания является стационарным, преобразуем производную по времени в дифференциальном уравнении в производную по глубине проникания L:

$$\frac{d}{dt} = \frac{d}{dL}\frac{dL}{dt} = u\frac{d}{dL}.$$

С учетом этого соотношения дифференциальное уравнение для радиуса каверны принимает вид

$$\frac{dr_к}{dL} = \frac{r_{КС_j}}{r_к}.$$

Интегрирование этого дифференциального уравнения с начальными условиями: $L = 0$, $r_к = r_{КС_j}$ приводит к следующей зависимости радиуса каверны от глубины проникания:

$$\frac{r_к}{r_{КС_j}} = \sqrt{\frac{2L}{r_{КС_j}} + 1}.$$

Эта зависимость фактически описывает профиль каверны в несжимаемой жидкости. Так как при стационарном проникании $L = ut$, зависимость радиуса каверны от времени при стационарном проникании принимает вид

$$\frac{r_к}{r_{КС_j}} = \sqrt{\frac{2ut}{r_{КС_j}} + 1}.$$

Количественный анализ зависимости радиуса каверны от времени показывает, что в диапазоне скоростей струи V_j = 2000...4000 м/с при t = 5...10 мкс $d_к = (4...5)d$.

Если в среде, в которую проникает КС, действует давление, то возможно схлопывание каверны. Условием схлопывания каверны является достаточно высокий уровень давления по сравнению с прочностью среды.

Рассмотрим процесс схлопывания цилиндрической каверны в идеальной несжимаемой жидкости, находящейся под давлением. Согласно [6.35], дифференциальное уравнение, описывающее динамику цилиндрической каверны в несжимаемой жидкости, имеет вид

$$r_к \ddot{r}_к + \frac{3}{4}\dot{r}_к = \frac{\Delta p}{2\rho_0},$$

где Δp — разность давлений в среде и в каверне. При постоянном значении Δp дифференциальное уравнение имеет решение в квадратурах:

$$t(x) = \frac{r_{к0}}{\sqrt{\frac{2}{3}\frac{\Delta p}{\rho_0}}} \int_x^1 (x^{-2/3} - 1)^{-1/2} dx,$$

где $r_{к0}$ — начальный радиус каверны; $x = r_к / r_{к0}$ — относительный текущий радиус каверны. Характерное время схлопывания каверны

$$t_0 = \frac{r_{к0}}{\sqrt{\frac{2}{3}\frac{\Delta p}{\rho_0}}}.$$

Результаты расчетов для материала наполнителя, имеющего плотность ρ_0 = 2000 кг/м^3 при начальном радиусе каверны $r_{к0}$ = 10 мм, показывают, что характерное время схлопывания каверны с начальным радиусом 10 мм при давлении Δp = 1 ГПа составляет $t_0 \approx 15$ мкс, а при Δp = 0,1 ГПа $t_0 \approx 55$ мкс.

6.6.4. Распространение ударной волны в наполнителе

Детонация ВВ в ЭДЗ приводит к образованию в наполнителе УВ. Поскольку давление в продуктах детонации падает, УВ — затухающая,

т. е. ее амплитуда по мере распространения по направлению к тыльной пластине будет уменьшаться. Назовем эту УВ *падающей*.

После достижения падающей УВ тыльной пластины возникнет отраженная УВ, которая будет распространяться в обратном направлении. Как только тыльная пластина под действием давления в отраженной УВ начнет двигаться, в направлении фронта отраженной волны начнет распространяться волна разрежения, уменьшающая амплитуду этой УВ. При достаточно интенсивном ускорении тыльной пластины возможен ее отрыв от слоя наполнителя. В этом случае в наполнителе возникнут растягивающие напряжения, которые приведут к его разрушению. Понятно, что при этом схлопывания каверны, образованной в наполнителе проникающей КС, не произойдет. Если же пластина достаточно толстая, то ее отрыв от наполнителя может произойти при повторном отражении УВ от ее поверхности. Тогда возможно троекратное схлопывание каверны в процессе каждого волнового пробега УВ по наполнителю.

6.6.5. Исследование модельного устройства комбинированной динамической защиты

Воздействие на модельное устройство ДЗ осуществлялось лабораторным кумулятивным зарядом диаметром 46 мм с бронепробиваемостью L = 200 ± 20 мм. Модельная комбинированная ДЗ состояла из стального экрана толщиной 10 мм, взрывного ЭДЗ состава: 2 мм стали — 6 мм ПВВ — 2 мм стали и слоя инертного наполнителя толщиной от 20 до 90 мм. Все это без зазора размещалось на защищаемой преграде. В качестве инертного наполнителя использовались следующие материалы: противорадиационный материал плотностью 1,0...1,2 г/см^3, полиуретан и керамический материал плотностью 3,0...3,5 г/см^3. Воздействие КС осуществлялось по нормали к поверхности устройства ДЗ.

Для оценки вклада в защищающую способность взрывного ЭДЗ в первой серии экспериментов определяли глубину остаточного бронепробития $L_{ост_1}$ при воздействии КС на устройство ДЗ без взрывного ЭДЗ. Во второй серии экспериментов воздействие КС осуществлялось на устройства ДЗ, содержащие взрывной ЭДЗ. Полученные результаты обобщены в табл. 6.6, где $L_{ост_2}$ — глубина остаточного бронепробития после прохождения КС устройства комбинированной ДЗ с взрывным ЭДЗ.

Наличие взрывного ЭДЗ в составе устройства ДЗ в значительной степени уменьшает глубину остаточного бронепробития.

Таблица 6.6

Результаты сравнительных испытаний защищающей способности при воздействии КС по нормали

Наполнитель	Толщина наполнителя, мм	$L_{ост_1}$, мм	$L_{ост_2}$, мм	$L_{ост_1} / L_{ост_2}$
Полиуретан	20	168	96	1,75
	40	145	78	1,86
	60	124	64	1,94
	80	108	60	1,80
Полиэтилен	20	177	78	2,27
	40	150	68	2,20
	60	132	58	2,28
	80	117	48	2,43
Керамика	20	140	58	2,41
	40	110	51	2,16
	60	80	47	1,70
	80	50	41	1,22

6.6.6. Нагружение устройства динамической защиты со сжимаемым наполнителем неконтактным взрывом заряда взрывчатого вещества

Определенный практический интерес представляет исследование возможности создания в малопрочном сжимаемом наполнителе устройства ДЗ сжимающих напряжений за счет воздействия продуктов детонации, образующихся при взрыве мощных кумулятивных боевых частей противотанковых управляемых ракет (ПТУР). Оценочный анализ этого явления проведем для схемы нагружения устройства ДЗ, представленной на рис. 6.60.

В этой схеме эквивалентный по массе заряду ВВ боевой части сферический заряд массой $m_{ВВ}$ и радиусом r_0 располагается на расстоянии a от лицевой крышки устройства ДЗ. Давление продуктов детонации, действующих на устройство ДЗ в минимально удаленной от заряда ВВ точке, можно определить с помощью метода, развитого в [6.36]. Со-

гласно этому методу, зависимость давления от времени определяется соотношениями

$$p(t) = p_{\max}\left(1-\frac{t}{\tau}\right)^2, \quad p_{\max} = p_0\left(\frac{r_0}{a}\right)^2, \quad \tau = r_0\left(\frac{1}{w_0}+\frac{1}{u_0}\right).$$

Здесь p_0 — давление мгновенной детонации; τ — продолжительность действия давления в рассматриваемой точке; w_0 — скорость волны разгрузки в продуктах детонации; u_0 — скорость разлета продуктов детонации. Для политропных продуктов детонации с показателем политропы $k = 3$

$$p_0 = \frac{\rho_{\text{ВВ}} D^2}{8}, \quad u_0 = \sqrt{2Q}, \quad w_0 = \frac{p_0}{\rho_{\text{ВВ}} u_0}.$$

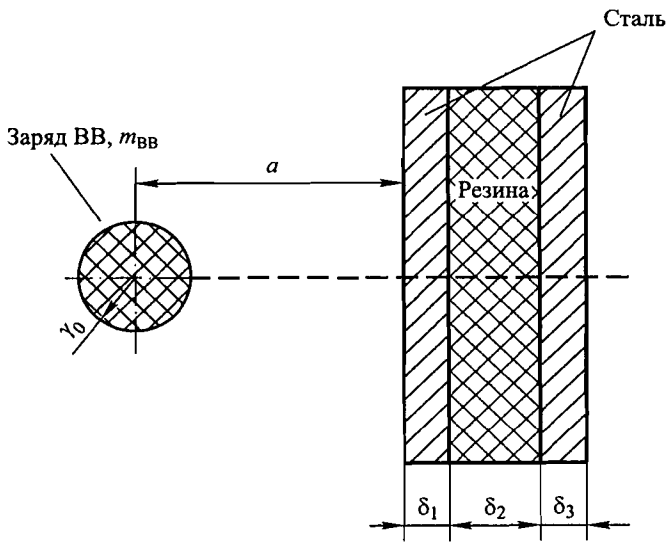


Рис. 6.60. Схема нагружения устройства ДЗ с упругим наполнителем неконтактным взрывом заряда ВВ

Радиус эквивалентного сферического заряда определяют по формуле

$$r_0 = \sqrt[3]{\frac{3}{4\pi}\frac{m_{\text{ВВ}}}{\rho_{\text{ВВ}}}}.$$

Вследствие того, что ожидаемые напряжения сжатия не превосходят по величине модуль объемного сжатия материала наполнителя, $K = \rho_0 c_0^2$ (ρ_0 — плотность материала наполнителя; c_0 — объемная скорость звука), будем считать наполнитель линейным упругим телом. Чтобы проанализировать динамику вовлечения в движение устройства ДЗ со сжимаемым наполнителем, зададимся расчетной схемой, представленной на рис. 6.61.

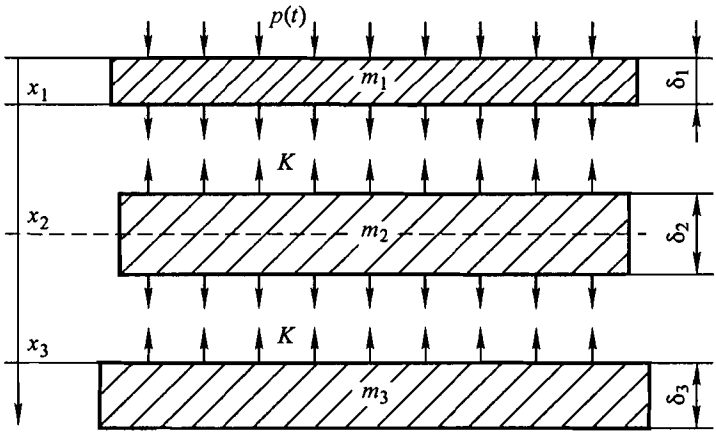


Рис. 6.61. Расчетная схема движения трехслойной преграды с упругим промежуточным слоем:
x_i — координаты центров масс; δ_i, m_i — толщины и погонные массы соответственно лицевой пластины, наполнителя и тыльной пластины

Движение лицевой пластины происходит под действием сил давления торможения продуктов детонации заряда боевой части ПТУР и давления упругого сжатия наполнителя. Движение наполнителя определяется разностью упругих сил на границах раздела с лицевой F_1 и тыльной F_2 пластинами. И наконец, движение тыльной пластины определяется упругой силой F_2, действующей со стороны наполнителя. Для упругих сил F_1 и F_2 имеем следующие выражения:

$$F_1 = K\frac{x_2 - x_1 - \delta_2/2}{\delta_2/2}, \quad F_2 = K\frac{x_3 - x_2 - \delta_2/2}{\delta_2/2}.$$

С учетом этих соотношений система уравнений движения элементов трехслойной преграды принимает вид

$$m_1\ddot{x}_1 = p(t) - K\frac{x_2 - x_1 - \delta_2/2}{\delta_2/2},$$

$$m_2\ddot{x}_2 = K\frac{x_2 - x_1 - \delta_2/2}{\delta_2/2} - K\frac{x_3 - x_2 - \delta_2/2}{\delta_2/2},$$

$$m_3\ddot{x}_3 = K\frac{x_3 - x_2 - \delta_2/2}{\delta_2/2}.$$

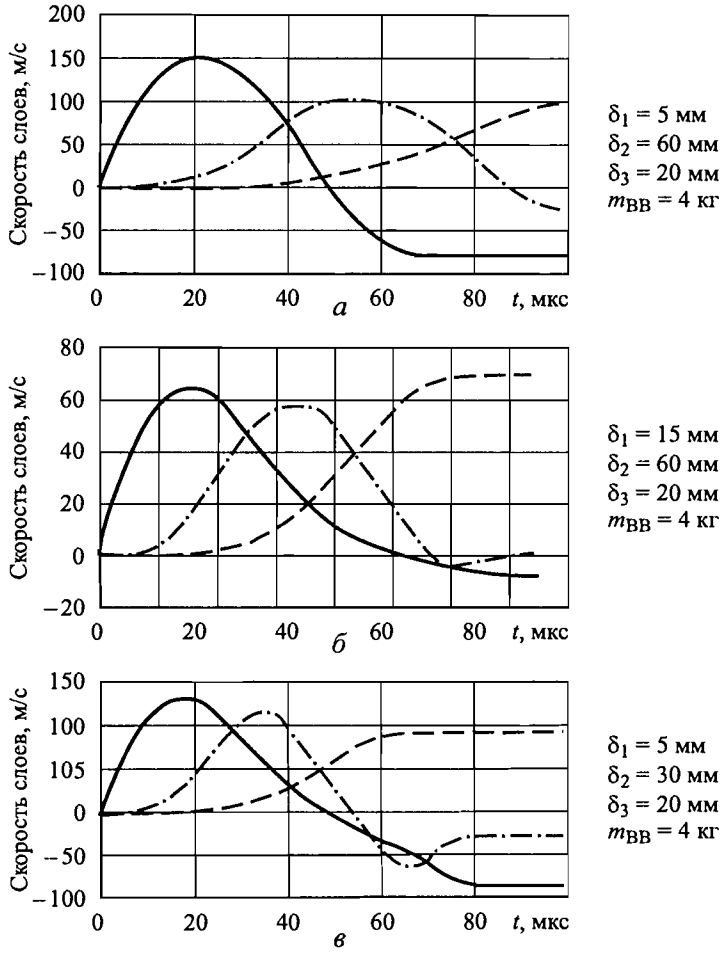


Рис. 6.62. Результаты расчетов (*а*–*в*) зависимости скорости слоев трехслойной преграды от времени

При численном интегрировании этой системы при $t > \tau$ давление продуктов детонации на лицевую пластину полагается равным нулю. Обнуляются также упругие силы F_1 и F_2, если наполнитель начинает испытывать деформации растяжения. Расчеты были выполнены для стальных пластин и наполнителя из резины с характеристиками $\rho_0 =$ $= 1300$ кг/м^3, $c_0 = 1500$ м/с. Характеристики заряда ВВ: $m_{ВВ} = 4$ кг, $p_0 =$ $= 14$ ГПа, $\rho_{Вв} = 1750$ кг/м^3, $Q = 5$ МДж/кг. Заряд ВВ располагался на расстоянии $a = 0{,}3$ м.

Результаты расчетов, представленные на рис. 6.62, демонстрируют достаточно сложный характер вовлечения в движение слоев устройства ДЗ. Из полученных результатов следует, что лицевая пластина приобретает небольшую скорость, направленную навстречу воздействию, а наполнитель и тыльная пластина с различными скоростями движутся по ходу воздействия. Время переходного процесса зависит от толщины пластин и изменяется в пределах от 57 мкс при $\delta_1 = \delta_3 = 5$ мм и $\delta_2 =$ $= 30$ мм до 150 мкс при $\delta_1 = \delta_3 = 20$ мм и $\delta_2 = 60$ мм. В результате воздействия система расслаивается и давление в наполнителе уменьшается. Тем не менее в процессе ускорения в течение определенного времени в наполнителе действует давление, достигающее при некоторых характеристиках устройства ДЗ нескольких килобар, что вполне достаточно для схлопывания каверны в малопрочном наполнителе и перехвата хвостовых элементов КС. Наблюдаемая в экспериментах достаточно высокая струегасящая способность некоторых трехслойных систем частично может быть объяснена рассмотренным эффектом.

Список литературы к гл. 6

6.1. Теория и конструкция танка: В 10 т. / Под ред. П.П. Исакова. Т. 10, Кн. 2: Комплексная защита. М.: Машиностроение, 1990.

6.2. *Войцеховский Б.В., Истомин В.Л.* Динамическая антикумулятивная защита // Физика горения и взрыва. 2000. № 6.

6.3. *Ogorkiewiz R.M.* // Jane's Intern. Defence Rev. 1997. N 5. P. 50–51.

6.4. Interaction of Shaped Charge Jet with Reactive or Passive Cassettes / M. Mayseless, E. Marmor, N. Gov et al. // Proc. 14th Intern. Symp. on Ballistics. Quebec, 1993.

6.5. Расчет и синтез структур баллистической защиты танков: Учеб. пособие / В.А. Григорян, А.Н. Белобородько, И.И. Терехин и др. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2002.

6.6. Проникание кумулятивных струй через взрывную динамическую защиту / В.А. Григорян, Н.С. Дорохов, И.Ф. Кобылкин, Д.А. Рототаев // Оборон. техника. 2002. № 11.

6.7. *Held M., Mayseless M., Rototaev D.* Explosive Reactive Armor // Proc. 17th Intern. Symp. on Ballistics. Midrand, 1998.

6.8. *Рототаев Д.А., Григорян В.А.* Снаряд – броня: что сильнее? // Воен. парад. 1999. № 2.

6.9. *Орленко Л.П.* Защита от удлиненных элементов // Оборон. техника. 1994. № 3.

6.10. *Szendrei Th.* Analytical Model for High-Velocity Impact Cratering with Material Strengths: Extension and Validation // Proc. 15th Intern. Symp. on Ballistics. Jerusalem, 1995.

6.11. *Naz P.* Penetration and Perforation of a Steel Target by Copper Rods. Measurement of Crater Diameter // Proc. 11th Intern. Symp. on Ballistic. Brussels, 1989.

6.12. Физика взрыва: В 2 т. / Под ред. Л.П. Орленко. М.: Физматлит, 2002.

6.13. *Дерибас А.А.* Физика упрочнения и сварки взрывом. Новосибирск: Наука, 1980.

6.14. *Кобылкин И.Ф., Шабанов В.М., Носенко Н.И.* Исследование взрывного метания пластин ограниченных размеров // Оборон. техника. 1996, № 8/9.

6.15. *Barnea N., Sela N., Ravid M.* An Analitical Model for Shaped Charge Jet Interaction with Reactive Armour and Residual Penetration // Proc. 14th Intern. Symp. on Ballistics. Quebec, 1993.

6.16. Interaction of Shaped Charge Jets with Reactive Armour / M. Mayseless, Y. Erlich, Y. Falcovitz, G. Rosenberg // Proc. 8th Intern. Symp. on Ballistics. Orlando, 1984.

6.17. *Сагомонян А.Я.* Проникание. М.: Изд-во Моск. ун-та, 1974.

6.18. *Walters W.P., Zucas J.A.* Fundamental of Shaped Charge. New Jersey: John Wiley & Sons, Inc., 1989.

6.19. *Held M.* Armour // Proc. 14th Intern. Symp. on Ballistic. Quebec, 1993.

6.20. *Gov N., Kivity Y., Yaziv D.* On the Interaction of a Shaped Charge Jet with a Rubber Filled Metallic Cassette // Proc. 13th Intern. Symp. on Ballistics. Stockholm, 1992.

6.21. Shaped Charge Jet Interaction with Highly Effective Passive Sandwich Systems — Experiments and Analysis / K. Thoma, D. Vinckier, J. Kiermeir et al. // Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 1993. V. 18, N 5.

6.22. *Yaziv D., Frilling S., Kivity Y.* The Interaction of Inert Cassettes with Shaped Charge Jets // Proc. 15th Intern. Symp. on Ballistics. Jerusalem, 1995.

6.23. Невзрывная противокумулятивная динамическая защита / В.А. Григорян, Н.С. Дорохов, И.Ф. Кобылкин и др. // Оборон. техника. 2002. № 1/2.

6.24. *Орленко Л. П., Бабкин А. В., Колпаков В.И.* Задачи прикладной газовой динамики / МГТУ им. Н.Э. Баумана. М., 1988.

6.25. *Феодосьев В.И.* Сопротивление материалов. М.: Наука, 1972.

6.26. *Lanz W., Odermatt W.* Penetration Limits of Conventional Large Caliber Anti Tank Guns Kinetic Energy Projectiles // Proc. 13th Intern. Symp. on Ballistics. Stockholm, 1992.

6.27. *Walker J.D., Andersen Ch.E., Goodlin D.* Tungsten into Steel Penetration Including Velocity, L/d and Impact Inclination Effects // Proc. 19th Intern. Symp. on Ballistics. Brussels, 2001.

6.28. *Бухарев В.Н., Жуков В.И.* Модель проникания стержневого ударника с углом атаки в металлическую преграду // Физика горения и взрыва. 1995. № 3.

6.29. Influence on the Penetration Reduction of Long Roods in Oblique Targets / T. Behner, V. Hohler, Ch.E. Andersen, D. Goodlin // Proc. 20th Intern. Symp. on Ballistics. Orlando, 2002.

6.30. *Yaziv D., Mayseless M., Reifen Y.* The Penetration Process of Long Rods into Thin Metallic Targets of High Obliquity // Proc. 19th Intern. Symp. on Ballistics. Brussels, 2001.

6.31. *Goldsmith W.* Non-ideal projectile impact on targets: Rew. // Intern. J. of Impact Eng. 1999. V. 22, N 2/3.

6.32. *Rosenberg Z., Yeshurun Y., Mayseless M.* On the ricochet of long rod projectiles // Proc. 11th Intern. Symp. on Ballistics. Brussels, 1989.

6.33. Jane's Armour and Artillery Upgrades. 2001–2002.

6.34. *Ripley T., Biass E.H.* Новые решения в области броневой защиты боевых машин // Armada Intern. 2002. N 5.

6.35. *Кедринский В.К.* Гидродинамика взрыва: эксперимент и модели. Новосибирск: Изд-во СО РАН, 2000.

6.36. *Саламахин Т.М.* Пособие для решения задач по теории механического действия взрыва. М.: Изд-во ВИА им. В.В. Куйбышева, 1967.

Глава 7. РАСЧЕТ И СИНТЕЗ СТРУКТУР БРОНИ

В практике оценки и проектирования брони наиболее часто приходится решать следующие три задачи:

– рассчитывать противоснарядную стойкость брони по результатам ее испытаний;

– рассчитывать противоснарядную стойкость брони при отсутствии результатов испытаний на основе косвенных данных;

– по заданным требованиям к защите от снаряда с заданными параметрами определять толщину монолитной брони, а также состав и толщины элементов многослойной брони.

Методика расчета показателей стойкости брони при воздействии бронебойных подкалиберных снарядов (БПС) и кумулятивных средств поражения была разработана в НИИ стали.

7.1. Расчет показателей стойкости брони при воздействии бронебойных подкалиберных снарядов при наличии экспериментальных данных

7.1.1. Расчет показателей стойкости и защищающих толщин монолитной гомогенной катаной стальной брони

В настоящее время противоснарядную стойкость брони при воздействии БПС количественно оценивают, как правило, по предельным ударным скоростям кондиционных поражений ($V_{\text{ПКП}}$). При приемке катаной и литой брони обстрелом с контрольными скоростями проверяют, чтобы $V_{\text{ПКП}}$ данного броневого листа или детали не была ниже нормы. Расчет защищающих толщин и экспериментальную проверку бронирования проектируемых объектов ведут, главным образом, по расчетной скорости кондиционных поражений ($V_{\text{ПКП}_\text{р}}$). Расчетные кривые и кривые средних значений однотипны, но первые характеризуются меньшими значениями:

– для брони средней твердости

$$V_{\text{ПКП}_\text{р}} = \frac{V_{\text{ПКП ср}}}{1{,}08};$$

– для брони повышенной твердости

$$V_{\text{ПКП р}} = \frac{V_{\text{ПКП ср}}}{1{,}07}.$$

Значения коэффициентов пересчета были получены после обработки результатов испытаний с использованием методов математической статистики, в частности, метода допустимых (толерантных) пределов, так как закон распределения величины $V_{\text{ПКП}}$ при испытаниях преграды одной толщины в фиксированных условиях близок к нормальному.

7.1.2. Расчет показателей стойкости и защищающих толщин литой брони

Графиками стойкости катаной стальной брони можно пользоваться также для ориентировочного расчета противоснарядной стойкости литой брони средней твердости. В этих случаях следует учитывать экспериментально установленную зависимость $b_{\text{ПКП л. ст}} = 1{,}10 b_{\text{ПКП к. ст}}$.

7.1.3. Расчет показателей стойкости и защищающих толщин двухпреградной брони

Стойкость двухпреградных систем рассчитывают по графикам, полученным экспериментальным путем в координатах $V_{\text{ПКП}} = f(b_1)$ при фиксированных значениях α_1, b_2 и при конкретных межпреградных расстояниях (b_1, b_2 — толщины первой и второй преград соответственно; α_1 — угол встречи с первой преградой). Если требуется оценить стойкость системы при углах встречи, для которых кривые стойкости отсутствуют, то следует проводить интерполяцию: по точкам, найденным для этой системы при углах 0, 30, 45 и 60°, строят кривую в координатах $V_{\text{ПКП}} = f(\alpha)$, и после этого стойкость системы можно найти при любом угле встречи. При определении стойкости систем с межпреградным расстоянием, отличным от указанного на графиках, следует, по возможности, учитывать эту разницу.

При выборе защищающих толщин надо ориентироваться на расчетную скорость $V_{\text{ПКП}_\text{р}} = \dfrac{V_{\text{ПКП}_\text{ср}}}{1{,}08}$.

7.1.4. Расчет показателей стойкости комбинированной брони

Рассмотрим подробнее определение показателей стойкости комбинированной брони (КБ) при воздействии БПС, так как в настоящее время этот тип брони является основным для защиты танков.

При обстреле комбинированной брони БПС $V_{\text{ПКП}}$ определяют аналогично $V_{\text{ПКП}}$ монолитной брони в соответствии с ГОСТом. Скорость предела сквозных поражений ($V_{\text{ПСП}}$) определяют в соответствии с ОСТом.

При вычислении эквивалентов по стойкости комбинированной брони возможны следующие случаи:

а) по данному снаряду имеются экспериментальные базовые кривые средней фактической стойкости монолитной гомогенной стальной брони (МБ) $V_{\text{ПКП}}^{\text{МБ}} = f(b, \alpha)$ или кривые бронепробивной способности снаряда при воздействии по гомогенной стальной броне $V_{\text{ПСП}}^{\text{МБ}} = f(b, \alpha)$;

б) по данному снаряду имеется только приемочная характеристика — гарантированная толщина пробиваемой брони при угле встречи $\alpha = 60°$ на дальности 2 км.

Рассмотрим некоторые примеры определения эквивалентов по стойкости брони. Порядок оценки стойкости брони в других случаях описан в работах НИИ стали.

Определение эквивалента по стойкости при наличии фактических кривых $V_{\text{ПКП}}^{\text{МБ}} = f(b, \alpha)$, $V_{\text{ПСП}}^{\text{МБ}} = f(b, \alpha)$. Эквивалент по стойкости $B_{\text{экв}}^{\text{БПС}}$ при угле встречи, соответствующем конструктивным углам преграды, в этом случае определяют следующим образом:

а) если на данной КБ определена $V_{\text{ПКП}}$, то эквивалент по стойкости

$$B_{\text{экв}}^{\text{БПС}} = b_{\text{экв}}^{\text{ПКП}} / \cos\alpha,$$

где $b_{\text{экв}}^{\text{ПКП}}$ — эквивалентная по стойкости толщина стальной гомогенной брони по нормали, соответствующая $V_{\text{ПКП}}$ данной КБ;

б) если на данной КБ определена $V_{\text{ПСП}}$, то эквивалент по стойкости

$$B_{\text{экв}}^{\text{БПС}} = b_{\text{экв}}^{\text{ПСП}} / \cos\alpha,$$

где $b_{экв}^{ПСП}$ — эквивалентная толщина стальной гомогенной брони по нормали, соответствующая $V_{ПСП}$ данной КБ ($b_{экв}^{ПКП} = b_{экв}^{ПСП}$).

Пример определения $B_{экв}^{БПС}$ по известным значениям $V_{ПКП}$ или $V_{ПСП}$ КБ представлен на рис. 7.1;

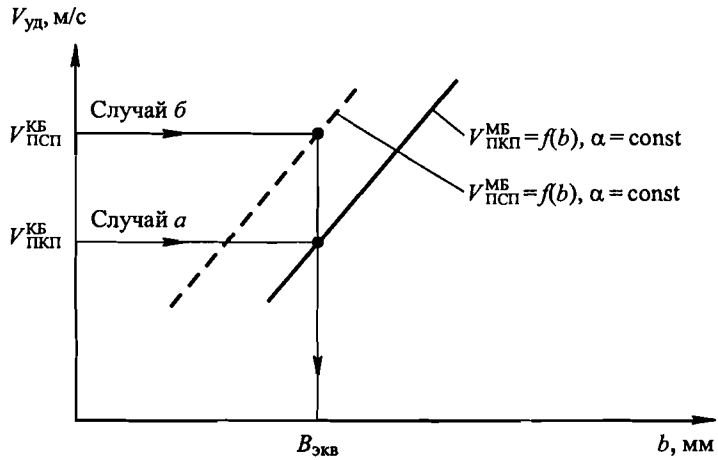


Рис. 7.1. Пример определения величины $B_{экв}^{БПС}$

в) если имеются кривые $V_{ПКП}^{МБ} = f(b, \alpha)$, а на КБ получена $V_{ПСП}$, то эквивалент по стойкости

$$B_{экв}^{БПС} = (b_{\oplus} - \bar{r})/\cos\alpha,$$

где $b_{\oplus}$ — толщина гомогенной стальной брони, соответствующая $V_{ПСП}^{КБ}$; $\bar{r}$ — толщина тыльного подпора гомогенной стальной брони по нормали, необходимая для перехода от $V_{ПСП}$ к $V_{ПКП}$, и наоборот (на практике значение $\bar{r}$ берут равным 10 мм);

г) если имеются кривые $V_{ПСП}^{МБ} = f(b, \alpha)$, а на КБ получена $V_{ПКП}$, то эквивалент по стойкости

$$B_{экв}^{БПС} = (b_{\ominus} + \bar{r})/\cos\alpha,$$

где $b_{\ominus}$ — толщина гомогенной стальной брони, соответствующая $V_{ПКП}^{КБ}$. Примеры расчета для случаев *в* и *г* представлены на рис. 7.2.

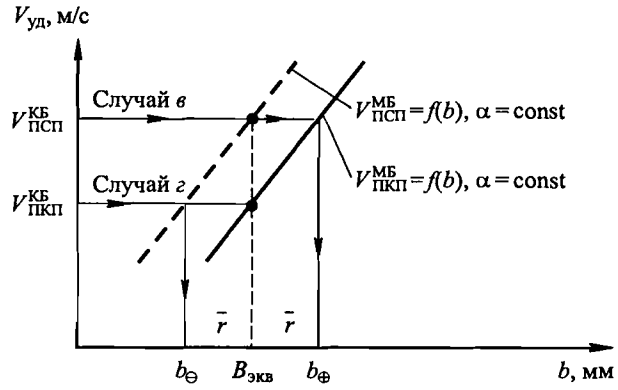


Рис. 7.2. Примеры определения величины $B^{БПС}_{экв}$

Определение эквивалента по стойкости при известной только приемочной характеристике бронепробивного действия БПС по монолитной гомогенной стальной броне. В этом случае эквивалент по стойкости определяют по формуле

$$B^{БПС}_{экв} = (b_{2\,км} + \bar{r}_{гар})/\cos\alpha + K\Delta V, \tag{7.1}$$

где $b_{2\,км}$ — гарантированная толщина (по нормали) стальной гомогенной брони, пробиваемая данным снарядом при ударной скорости, соответствующей приемочной дальности (в данном случае 2 км) при заданном угле встречи α (как правило, $\alpha = 60°$); $\bar{r}_{гар}$ — гарантированная толщина тыльного подпора, обеспечивающая переход от гарантированного пробития (при минимальной ударной скорости) к $V_{ПКП}$ (на практике значение $\bar{r}_{гар}$ берут равным 20 мм); $K = \operatorname{ctg}\varphi$ — коэффициент, характеризующий наклон кривой бронепробивной способности данного снаряда при данном угле встречи α ($V^{МБ}_{ПСП\,(ПКП)} = f(b)$), $\alpha =$ = const; ΔV — разница между $V_{ПКП}$ данной КБ и скоростью снаряда, соответствующей заданной тактико-техническими требованиями (ТТТ) дальности пробития (в данном случае 2 км):

$$\Delta V = V^{КБ}_{ПКП} - V^{МБ}_{2\,км}. \tag{7.2}$$

Если на КБ получена $V_{ПСП}$, необходимо произвести перерасчет на $V_{ПКП}$, введя поправку 50 м/с:

$$V_{\text{ПКП}}^{\text{КБ}} = V_{\text{ПСП}}^{\text{КБ}} - 50 \text{ м/с}.$$

Значения коэффициента K для различных БПС при допущении (экспериментально подтверждаемом) линейности кривой $V_{\text{ПКП}} = f(b)$ в реальном диапазоне дальностей стрельбы (0...4 км) представлены в табл. 7.1.

Таблица 7.1

Значения коэффициента K для БПС моноблочных конструкций

Снаряд	$K = \operatorname{ctg}\varphi$, мм/мс$^{-1}$	
	$\alpha = 60°$	$\alpha = 0°$
М111	0,320	0,256
3БМ29	0,400	0,283
М829	0,400	0,310

Примечания. 1. Для снарядов М111 и 3БМ29 коэффициент K определен по экспериментальным данным, для снаряда М829 — по оценочному расчету.

2. При наличии сведений о параметрах других БПС коэффициент K может быть достаточно достоверно рассчитан с помощью инженерных методик.

3. Слабая степень изменения коэффициента K для БПС различных удлинений позволяет с достаточной надежностью экстраполировать его значения и на случаи применения других БПС моноблочных или биметаллических конструкций с большим удлинением.

4. По мере получения новых экспериментальных данных значения коэффициента K могут уточняться и дополняться.

Рассмотрим пример определения эквивалента по стойкости для данного случая.

Известно, что БПС 3БМ29 не пробивает комбинированную преграду на предельной дальности 2,5 км. Требуется определить ее стальной эквивалент по стойкости при воздействии этого снаряда под углом 60°.

Для решения этой задачи при отсутствии экспериментальных зависимостей $V_{\text{ПКП (ПСП)}}^{\text{МБ}} = f(b, \alpha)$ по данному снаряду, зная начальную скорость $V_0 = 1660$ м/с и ориентировочно падение скорости на дистанции 1 км — 100 м/с, определяем ударную скорость, соответствующую дальности 2,5 км — около 1430 м/с. По ТТТ этот снаряд гарантирован-

но пробивает 200 мм гомогенной брони при воздействии под углом 60° с 2 км. На дальности 2 км ударная скорость этого снаряда составляет около 1480 м/с. Тогда, зная, что $V_{\text{ПКП}}^{\text{КБ}} \approx 1430$ м/с, и взяв из табл. 7.1 значение $K = 0{,}4$, получим

$$\Delta V = 1430 - 1480 = -50 \text{ м/с},$$

$$B_{\text{экв}}^{\text{БПС}} = (200 + 20)/0{,}5 - 0{,}4 \cdot 50 = 420 \text{ мм}.$$

Оценка стойкости при едином угле встречи комбинированных преград, испытанных под разными углами. Уже говорилось, что современные моноблочные и биметаллические БПС, как правило, имеют неодинаковую бронепробивную способность при воздействии по гомогенной стальной броне в направлении первоначального действия: горизонтальная защищающая толщина стальной брони при соударении под малыми углами встречи ($\alpha = 0...30°$) может существенно отличаться от защищающей толщины брони, наклоненной под большими углами встречи ($\alpha \geq 60°$).

Вследствие этого оценка эквивалентов по стойкости комбинированных преград, испытанных под разными углами, в случае их расчета по зависимостям стойкости монолитной брони с соответствующими комбинированной броне углами встречи может быть неоднозначной. Поэтому при сравнении преград возникает необходимость оценивать их стойкость при каком-то одном угле встречи. Выбор этого угла обусловливается, главным образом, существующей практикой отработки и сдачи боеприпасов при воздействии по гомогенной стальной броне при одном фиксированном угле обстрела (чаще всего 60°). Это, в свою очередь, предопределяет бóльшую степень полноты и достоверности данных по стойкости МБ (бронепробивной способности средств поражения) при указанном угле.

При наличии экспериментальных кривых $V_{\text{ПКП(ПСП)}}^{\text{МБ}} = f(b, \alpha)$ эквиваленты по стойкости комбинированных преград, испытанных под разными углами, определяют по этим зависимостям при едином значении α.

В том случае, когда по данному снаряду имеется только приемочная характеристика, эквивалент по стойкости находят по формуле (7.1).

Приведем конкретный пример определения эквивалента по стойкости для такого случая.

Известно, что БПС 3БМ29 не пробивает КБ при $\alpha = 30°$ на дальности 1 км. Требуется определить стальной эквивалент по стойкости данной преграды при $\alpha = 60°$.

При решении, зная падение скорости снаряда 3БМ29 на дальности, определяем ударную скорость, соответствующую предельной дальности непробития 1 км, — 1560 м/с. По ТТТ этот снаряд при $\alpha = 60°$ гарантированно пробивает с 2 км стальную гомогенную броню толщиной 200 мм. На этой дальности $V_{уд} \approx 1480$ м/с. Тогда, имея $V_{ПКП}^{КБ} = 1560$ м/с и взяв из табл. 7.1 значение K (для данного снаряда 0,4), получим по формулам (7.1) и (7.2)

$$\Delta V = V_{ПКП}^{КБ} - V_{2\,км}^{МБ} = 1560 - 1480 = 80 \text{ м/с},$$

$$B_{экв}^{БПС} = (b_{2\,км} + \bar{r}_{гар})/\cos\alpha + K\Delta V = (200 + 20)/0{,}5 + 0{,}4 \cdot 80 = 476 \text{ мм}.$$

Таким образом, стальной эквивалент данной преграды при углах 30 и 60° разный и составляет, соответственно, 420 и 476 мм.

7.2. Расчет показателей стойкости брони при воздействии кумулятивных средств поражения при наличии экспериментальных данных

При разработке правил расчета стойкости брони при наличии экспериментальных данных использовалась литература по статистической обработке результатов испытаний [7.1–7.4].

7.2.1. Расчет показателей стойкости и защищающих толщин брони (по справочным данным)

Противокумулятивную стойкость серийной гомогенной однопреградной стальной катаной брони средней твердости, которая является эталоном для сравнения с ней всех разрабатываемых и применяемых схем защиты, оценивают вероятностью (процентом) пробития (или непробития) заданным кумулятивным боеприпасом в заданных условиях испытаний (α, $V_{уд}$). Для других видов и типов брони противокумулятивную стойкость, кроме того, часто оценивают толщиной равной по стойкости серийной катаной стальной брони $B_{экв}$.

Расчет защищающей толщины монолитной брони. В качестве исходной характеристики для расчетов защищающей толщины брони при

заданных кумулятивном средстве и вероятности непробития используют функцию распределения глубин внедрения кумулятивных струй заданного средства в катаной стальной броне с твердостью НВ 229–285. При переходе от глубины внедрения кумулятивных струй в полубесконечную преграду к защищающей толщине следует учитывать толщину тыльного подпора, имеющую случайный характер.

Строгое решение задачи об определении защищающей толщины брони связано с суммированием двух независимых случайных величин — глубины внедрения и толщины подпора, по одной из которых (толщине подпора) данные весьма ограничены. Однако толщина тыльного подпора имеет второй порядок малости по сравнению с глубинами каверн, поэтому без существенного ущерба для точности расчета защищающую толщину брони можно определить по формуле

$$B_{\text{защ}} = L + r,$$

где L — глубина внедрения в полупространство при выбранном (заданном) проценте пробития; $r = \dfrac{\bar{r}}{\cos\alpha}$ — расчетное значение толщины тыльного подпора по ходу струи (значения $\bar{r}$ получены экспериментально). С достаточной точностью можно также пользоваться формулой

$$r = \frac{0{,}17\ d}{\cos\alpha}.$$

Аналогичным образом решают и обратную задачу — определение процента пробития исследуемой брони данным средством.

В случае применения гомогенной катаной брони из стали повышенной твердости (НВ 401–352) можно принимать, что защищающие толщины при прочих равных условиях будут меньше примерно на 5 %.

Эмпирические функции распределения глубин каверн построены, как правило, по ограниченному числу опытов n. Поэтому для любой точки распределения L_j можно записать:

$$P(L_j - \Delta L < L_j < L_j + \Delta L) = \gamma.$$

Интервал значений от $L_j - \Delta L$ до $L_j + \Delta L$ называют *доверительным интервалом*. Приведенное выражение означает, что с вероятностью, равной γ, результат испытаний не выходит за пределы доверительного интервала.

Рекомендуются следующие значения доверительной вероятности: в предварительных испытаниях $\gamma = 0{,}7$; в испытаниях, предшествующих переходу на серийное производство, или в испытаниях на соответствие ТУ в серийном производстве $\gamma = 0{,}8$. Доверительные области для функций распределения строят по ОСТу.

Расчет экранированной брони. Исходные данные для расчетов экранированной брони берут из экспериментов. Расстояние между экраном и основной броней считают конструктивно заданным как при определении вероятности пробития данной экранированной брони, так и при определении необходимых защищающих толщин по заданной вероятности пробития. В расчетах исходят из допущения о нормальном законе распределения глубин внедрения в основной части экранированной брони. Толщину основной брони определяют по формуле

$$b_{\text{осн}} = \overline{L} + cS + \overline{r}/\cos\alpha.$$

Полную защищающую толщину экранированной брони (по ходу струи) находят по формуле

$$B_{\text{защ}} = b_{\text{экр}} + b_{\text{осн}} = b_{\text{экр}} + \overline{L} + cS + \overline{r}/\cos\alpha,$$

где $b_{\text{экр}}$ — толщина экрана; $\overline{L}$ — средняя глубина каверны в основной броне (в заданных условиях); c — коэффициент; S — среднее квадратичное отклонение.

Значения $\overline{L}$ и S при выбранном расстоянии между экраном и основной броней определяют по соответствующим графикам и таблицам, приведенным в справочнике НИИ стали.

Если, например, требуется найти защищающую толщину при заданных кумулятивном средстве и вероятности непробития $P_{\text{нп}}$, то, пользуясь таблицами нормированной функции Лапласа, по значению функции ($P_{\text{нп}} - 0{,}5$) находят аргумент c, а значения $\overline{L}$, S и $\overline{r}$ — как указано выше. Далее по формуле вычисляют $b_{\text{осн}}$. Если необходимо определить вероятность непробития экранированной брони заданным кумулятивным средством, то по формуле подсчитывают значение c, а затем по тем же таблицам в обратном порядке по значению c находят вероятность непробития.

По указанным схемам расчета можно предварительно выбрать экранированную броню или дать ее предварительную оценку. Окончательно соответствие преграды заданным требованиям определяют испытаниями.

Расчет комбинированной брони. Для расчета противокумулятивной стойкости КБ при заданной толщине слоев b_i необходимо вычислить ее суммарную эквивалентную толщину $\sum b_{\text{экв}_i}$. Для этого по формуле

$$b_{\text{экв}_i} = \frac{b_i}{K_{\Gamma_i}^{\text{КС}}}$$

подсчитывают эквивалентную толщину каждого элемента (слоя) комбинированной брони, затем полученные результаты суммируют. Значения коэффициентов противокумулятивной стойкости K_{Γ_i} различных материалов в зависимости от положения в преграде представлены в табл. 7.2.

Таблица 7.2

Ориентировочные средние значения коэффициентов стойкости различных наполнителей (по медным кумулятивным струям)

Наполнитель	$K_{\Gamma}^{\text{КС}}$	$K_{\text{М}}^{\text{КС}}$	$K_{\Gamma}^{\text{БПС}}$	$K_{\text{М}}^{\text{БПС}}$
Стеклотекстолит в многослойных системах в чередовании со стальными слоями (ρ = 2,0 г/см^3)	1,30	0,33	2,45	0,63
Стекло, ситалл (ρ = 2,5 г/см^3)	0,65	0,21	2,0	0,63
Карбид бора (ρ = 2,5 г/см^3)	0,80	0,25	0,90	0,29
Карбид кремния (ρ = 3,0 г/см^3)	0,80	0,30	0,90	0,34
Корунд (ρ = 3,8 г/см^3)	0,80	0,39	0,90	0,43
Полиуретан, полиэтилен в многослойных системах в чередовании со стальными слоями (ρ = 1,0...1,1 г/см^3)	1,20	0,15	7,10	1,00
То же в качестве подбоя	2,8	0,36	Не учитывается	
Тефлон (фторопласт) неармированный (ρ = 2,2 г/см^3) в многослойных системах	1,2	0,34	3,50	1,00
Кевлар (СВМ) (ρ = 1,35 г/см^3): в многослойных системах	1,2	0,21	5,8	0,99
в тыльном слое (подбой)	2,8	0,48	Не учитывается	
Воздух в многослойных системах	5	Не учитывается		
Алюминий (ρ = 2,8 г/см^3)	1,0	0,36	2,9	1,0

Примечания. 1. Отклонения значений коэффициентов от приведенных средних составляют ± 0,1.

2. Данные таблицы подлежат уточнению и корректировке по мере поступления новой информации.

После определения суммарной эквивалентной толщины комбинированной брони $\sum b_{\text{экв}_i}$ дальнейшие оценки ее противокумулятивной стойкости следует производить так же, как и для однопреградной брони из стали средней твердости толщиной $b = \sum b_{\text{экв}_i}$.

7.2.2. Расчетно-экспериментальное определение фактической противокумулятивной стойкости броневых преград по результатам натурных испытаний

В соответствии с ОСТом, введенным на предприятиях отрасли, представим основные положения одного из самых распространенных методов сравнительной оценки противокумулятивной стойкости броневых преград по частости пробития (непробития) оцениваемой преграды и функции распределения защищающих толщин эталонных преград.

Этот метод состоит в определении толщины эталонной преграды, имеющей ту же вероятность непробития, что и оцениваемая преграда в данных условиях испытаний (определение эквивалентной толщины эталонной преграды с интервальной оценкой при выбранной надежности). Объектами испытаний являются не менее трех эталонных броневых преград с толщинами по ходу кумулятивной струи $b_{\text{эт}_1}$, $b_{\text{эт}_2}$, $b_{\text{эт}_3}$ и оцениваемая броневая преграда. Толщины эталонных преград выбирают так, чтобы первая преграда $b_{\text{эт}_1}$ обеспечивала непробитие, вторая — $b_{\text{эт}_2}$ пробивалась в 5...15 % случаев, третья $b_{\text{эт}_3}$ пробивалась примерно в 30...40 % случаев.

Эталонные преграды составляют из серийных катаных броневых листов с твердостью НВ 217 – 285. Броневые листы должны удовлетворять требованиям действующей нормативно-технической документации на изготовление и приемку противоснарядных контрольных бронеплит. Каждая эталонная преграда может быть монолитной или составленной из нескольких плит в том случае, когда невозможно использовать только монолитную преграду. Число броневых листов в составной преграде должно быть не более двух, трех и пяти при толщинах преград по нормали до 300, 301...600 и 601...900 мм соответственно. Толщина каждого броневого листа в составной эталонной преграде должна быть не менее 150 мм. Крепление броневых листов в пакет должно обеспечивать прилегание листов друг к другу в течение всего процесса испытаний.

Эталонные преграды обычно испытывают при угле встречи снаряда с броней $\alpha = 60°$, в случае проведения НИР — при любых углах встречи. Эталонные преграды испытывают теми же средствами и с той же ударной скоростью, что и оцениваемые преграды.

Для удобства последующих измерений местá поражений желательно располагать рядами с расстоянием между кромками поражений не менее 0,75 калибра боеприпаса. Каждому поражению присваивают порядковый номер и приписывают соответствующие данные измерений. Глубины внедрения кумулятивных струй в эталонную преграду определяют одним из следующих способов: порезкой по поражению, снятием слоя по толщине листа, засверловкой броневых листов с ультразвуковой дефектоскопией.

В качестве исходной характеристики бронебойного действия средства испытаний принимают функцию распределения защищающих толщин эталонных преград. Для каждой эталонной преграды значения глубин внедрения кумулятивных струй записывают в возрастающем порядке. Каждому значению присваивают порядковый номер i и рассчитывают значения накопленной частости:

$$F(L_i) = \frac{i}{n+1},$$

где n — число зачетных попаданий в данную эталонную преграду. В координатах $F(L) - L$ строят график функции распределения глубин внедрения кумулятивных струй в эталонные преграды. График функции распределения защищающих толщин эталонных преград строят на графике функции распределения глубин внедрения кумулятивных струй. По оси абсцисс откладывают толщины эталонных преград, по оси ординат — частость их непробития

$$h_{\text{нп}} = \frac{n-m}{n},$$

где m — число некондиционных поражений.

Графически измеряют экспериментально полученные значения толщины тыльного подпора r_2 и r_3 (разность между толщиной эталонной преграды и глубинами внедрения кумулятивных струй в эталонную преграду на графике функции распределения глубин внедрения, измеренная по горизонтали). Вычисляют

$$r_{\text{ср}} = \frac{r_2 + r_3}{2}.$$

На расстоянии $r_{ср}$ (по горизонтали) от кривой графика функции распределения глубин внедрения проводят кривую, которую принимают за функцию распределения защищающих толщин эталонных преград $F(b)$.

Рассчитывают частость непробития оцениваемой преграды и по номограммам (рис. 7.3, *а*, *б*) при выбранной доверительной вероятности γ (надежности) и числу опытов определяют верхнюю P_{max} и нижнюю P_{min} доверительные границы вероятности непробития. Затем значения P_{max}, $h_{нп}$, P_{min} откладывают по оси ординат графика функции распределения защищающих толщин $F(b)$ и проводят прямые, параллельные оси абсцисс, до пересечения с кривой функции распределения защищающих толщин.

Значения в точках пересечения соответствуют противокумулятивной стойкости исследуемой броневой преграды $B_{экв}$ и верхней и нижней границам доверительного интервала для этой оценки $B_{экв.в} - B_{экв.н}$.

Результат записывают в виде

$$B_{экв}^{+\Delta B_в}{}_{-\Delta B_н}.$$

Пусть, например, кумулятивными снарядами от одной партии испытаны три эталонные преграды и оцениваемая броневая преграда. По первой эталонной преграде толщиной $b_{эт_1} = 550$ мм сделано $n_{эт_1} = 20$ зачетных выстрелов, и не получено ни одного некондиционного поражения. По второй эталонной преграде толщиной $b_{эт_2} = 500$ мм сделано $n_{эт_2} = 24$ зачетных выстрела, получено $m_{эт_2} = 2$ некондиционных поражения. По третьей эталонной преграде толщиной $b_{эт_3} = 450$ мм сделано $n_{эт_3} = 19$ зачетных выстрелов, получено $m_{эт_3} = 8$ некондиционных поражений. По оцениваемой преграде толщиной $b_{пр} = 500$ мм сделано $n_{пр} = 20$ зачетных выстрелов, получено $m_{пр} = 1$ некондиционное поражение. Требуется оценить противокумулятивную стойкость преграды.

Для решения этой задачи измеряем глубины внедрения кумулятивных струй в испытанных эталонных броневых преградах L_i (табл. 7.3–7.5).

Рассчитываем частость непробития для каждой испытанной преграды: для первой эталонной преграды $h_{нп.эт_1} = 0$, для второй $h_{нп.эт_2} = \dfrac{24-2}{24} = 0{,}92$, для третьей $h_{нп.эт_3} = \dfrac{19-8}{19} = 0{,}58$. Рассчитываем

значения функции распределения $F(L_i) = \dfrac{i}{n+1}$ глубин внедрения кумулятивных струй в эти преграды. Полученные значения заносим в таблицы для каждой испытанной броневой преграды отдельно (см. табл. 7.3 – 7.5). Строим график функции распределения глубин внедрения кумулятивных струй в эталонные преграды. По оси абсцисс откладываем значения глубин внедрения L_i, а по оси ординат — соответствующие значения $F(L_i)$ (рис. 7.4).

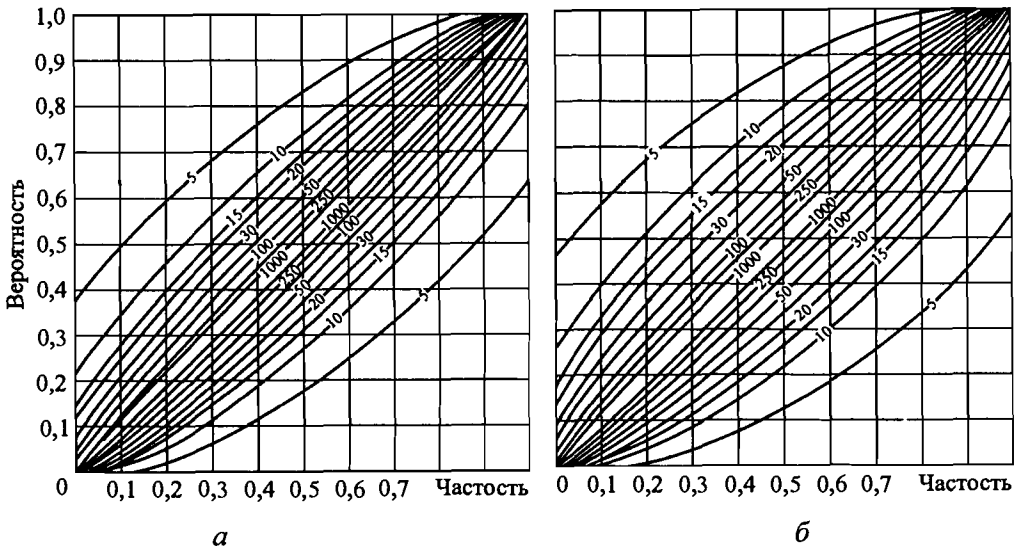


Рис. 7.3. Номограммы для определения интервала вероятностей непробития оцениваемой броневой преграды по полученной в испытаниях частости непробития преграды $h_{нп}$ и числу зачетных выстрелов n:
а — доверительная вероятность $\gamma = 0{,}7$; *б* — доверительная вероятность $\gamma = 0{,}8$

Таблица 7.3

Значения функции распределения глубин внедрения кумулятивных струй в первую эталонную преграду

i	L_i	$F(L_i)$
1	330	0,048
2	331	0,095
3	356	0,143
4	362	0,191

Окончание табл. 7.3

i	L_i	$F(L_i)$
5	373	0,238
6	380	0,283
7	380	0,333
8	393	0,381
9	396	0,429
10	401	0,476
11	411	0,524
12	412	0,571
13	420	0,619
14	423	0,667
15	428	0,714
16	452	0,762
17	456	0,809
18	462	0,857
19	482	0,905
20	500	0,952

Таблица 7.4

Значения функции распределения глубин внедрения кумулятивных струй во вторую эталонную преграду

i	L_i	$F(L_i)$
1	305	0,04
2	309	0,08
3	320	0,12
4	336	0,16
5	355	0,20
6	370	0,24
7	374	0,28
8	384	0,32
9	385	0,36
10	388	0,40
11	403	0,44
12	414	0,48
13	415	0,52

Окончание табл. 7.4

i	L_i	$F(L_i)$
14	420	0,56
15	427	0,60
16	428	0,64
17	438	0,68
18	438	0,72
19	446	0,76
20	450	0,80
21	466	0,84
22	466	0,88
23, 24	Пробитие	–

Таблица 7.5

Значения функции распределения глубин внедрения кумулятивных струй в третью эталонную преграду

i	L_i	$F(L_i)$
1	322	0,05
2	350	0,10
3	365	0,15
4	365	0,20
5	365	0,25
6	400	0,30
7	400	0,35
8	400	0,40
9	412	0,45
10	421	0,50
11	430	0,55
12–19	Пробития	—

Строим график функции распределения защищающих толщин эталонных преград. Для этого по оси абсцисс графика функции распределения глубин внедрения кумулятивных струй откладываем толщины испытанных преград, по оси ординат — частость их непробития $h_{\text{нп}}$.

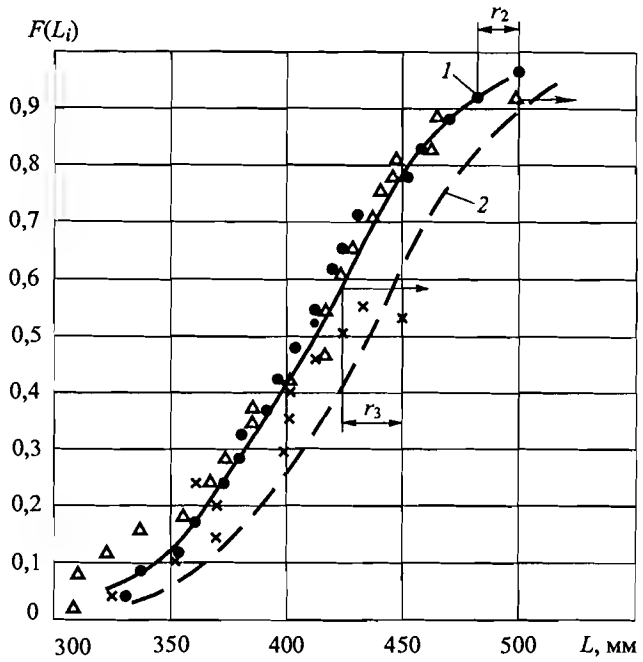


Рис. 7.4. Графики функции распределения глубин внедрения кумулятивных струй в эталонные преграды (*1*) и распределения защищающих толщин эталонных преград (*2*):

Δ, ×, • — фактически полученные данные

Графически измеряем экспериментально полученные толщины подпора (см. рис. 7.4): $r_{эт_2} = 18$ мм, $r_{эт_3} = 28$ мм. Для эталонной преграды вычисляем среднее значение подпора $r_{ср.эт} = \dfrac{18+28}{2} = 23$ мм. Смещаем в положительном направлении оси x значения функции распределения глубин внедрения кумулятивных струй на расстояние $r_{ср.эт}$. Полученную кривую принимаем за функцию распределения защищающих толщин эталонной преграды. Рассчитываем частость непробития оцениваемой броневой преграды: $h_{нп} = \dfrac{n-m}{n} = \dfrac{20-1}{20} = 0{,}95$.

Выбираем $\gamma = 0{,}8$. Определяем доверительный интервал вероятностей $P_{max} = 0{,}98$ и $P_{min} = 0{,}8$ для частости $h_{нп}$ по номограмме (см. рис. 7.3, *б*).

Оцениваем противокумулятивную стойкость преграды. Для этого значения $h_{нп}$, P_{max} и P_{min} наносим на ось ординат графика функции распределения защищающих толщин эталонной преграды (рис. 7.5) и на оси абсцисс получаем соответствующие значения оценки противокумулятивной стойкости оцениваемой броневой преграды и верхнюю и нижнюю границы доверительного интервала этой оценки: $B_{экв}^{-\Delta B_н}{}^{+\Delta B_в} = 520^{-45}{}^{+18}$.

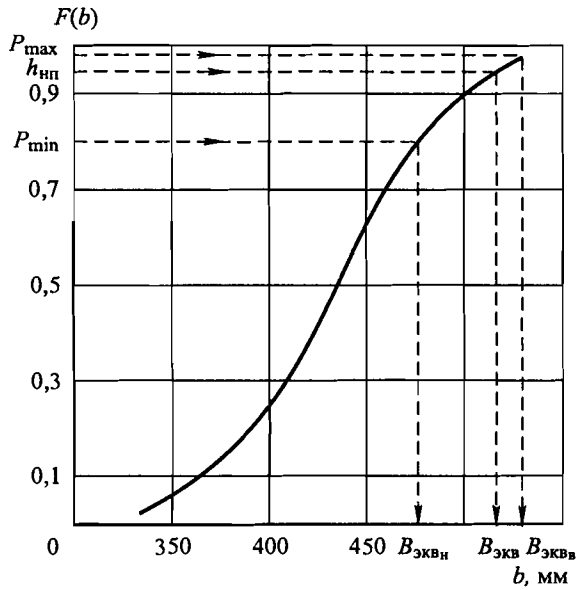


Рис. 7.5. График функции распределения защищающих толщин эталонной преграды

7.3. Оценочный расчет показателей стойкости брони при отсутствии экспериментальных данных

Расчет в этом случае базируется на результатах испытаний брони отечественных танков, аналогов и имитаторов зарубежной брони, а также на расчетных данных и информационных сведениях. Существуют следующие методики:

– расчет стойкости по габаритно-массовым параметрам защитной структуры в целом с использованием интегральных коэффициентов стойкости (табл. 7.6);

– расчет стойкости при известной структуре брони.

Таблица 7.6

Ориентировочные интегральные коэффициенты стойкости различных многослойных преград

Тип преграды	$K_{Г}^{КС}$	$K_{М}^{КС}$	$K_{Г}^{БПС}$	$K_{М}^{БПС}$
Лобовая броня				
Многослойная из слоев броневого стеклотекстолита в чередовании со слоями броневой стали ($0° \le \alpha \le 80°$)	1,10	0,70	1,25	0,90
Многослойная с «вспучивающимися» листами ($\alpha \ge 60°$)	1,0	0,50	1,25	0,90
Многослойная со стеклом, ситаллом ($0° \le \alpha \le 80°$)	0,75	0,45	1,40	0,85
Многослойная с керамикой ($0° \le \alpha \le 80°$)	0,85	0,65	1,05	0,70
Бортовая броня				
Взводной экран + основная броня	3,50	0,45	—	1,00
Силовой экран + основная броня	3,50	0,45	6,30	0,77
Экран со стеклом + основная броня	2,55	0,42	6,00	0,70

Примечания. 1. При наличии с тыла комбинированной преграды противоосколочного подбоя последний при расчете эквивалента по стойкости против БПС и кумулятивных снарядов (КС) на первом этапе исключают из рассмотрения; на втором этапе расчета эквивалента по стойкости против КС к вычисленному значению $B_{экв}^{КС}$ добавляют толщину подбоя по ходу, умноженную на коэффициент $K_{подб} = \sqrt{\frac{\rho_{ст}}{\rho_{подб}}} \approx 0{,}36$. По БПС вклад подбоя в стойкость принимают равным нулю.

2. На практике приведенные в таблице значения коэффициентов $K_{Г}^{КС}$, $K_{М}^{КС}$, $K_{Г}^{БПС}$, $K_{М}^{БПС}$ могут отличаться от приведенных средних значений на $\pm 0{,}1$ в зависимости от параметров боеприпасов и степени «оптимальности» преград.

7.3.1. Оценочный расчет показателей стойкости комбинированной брони по габаритно-массовым параметрам бронирования

Стойкость в этом случае рассчитывают по показателям стойкости броневых преград с примерно равными габаритно-массовыми параметрами.

Расчет противокумулятивной стойкости проводят с использованием габаритного коэффициента стойкости:

$$B_{\text{экв}}^{\text{КС}} = \Gamma / K_{\Gamma}^{\text{КС}} . \tag{7.3}$$

Расчет стойкости при воздействии БПС проводят, используя коэффициент стойкости по массе:

$$B_{\text{экв}}^{\text{БПС}} = \text{М} / K_{\text{М}}^{\text{БПС}} . \tag{7.4}$$

Средние значения коэффициентов стойкости, полученные как на основании практического опыта отработки отечественных броневых преград, так и на основании оценок, даваемых зарубежными специалистами новым типам брони, представлены в табл. 7.6.

7.3.2. Расчет эквивалента по стойкости при известной структуре комбинированной брони

Эквивалент по стойкости в этом случае рассчитывают на основе послойного определения стойкости с выделением суммарной стойкости стальных слоев в виде отдельной составляющей:

$$B_{\text{экв}}^{\text{КС}} = \sum_{i=1}^{m} b_{\text{ст}_i} \ (K_{\Gamma_i}^{\text{КС}})^{-1} + \sum_{j=1}^{n-m} (K_{\Gamma_j}^{\text{КС}})^{-1} \Gamma_j , \tag{7.5}$$

$$B_{\text{экв}}^{\text{БПС}} = \left(\sum_{i=1}^{m} b_{\text{ст}_i} \right) K_{\text{М}}^{\text{БПС}} + \sum_{j=1}^{n-m} (K_{\text{М}_j}^{\text{БПС}})^{-1} \text{М}_j \tag{7.6}$$

или

$$B_{\text{экв}}^{\text{БПС}} = \left(\sum_{i=1}^{m} b_{\text{ст}_i} \right) K_{\text{М}}^{\text{БПС}} + \sum_{j=1}^{n-m} (K_{\Gamma_j}^{\text{БПС}})^{-1} \Gamma_j . \tag{7.7}$$

Здесь m — число стальных слоев; $b_{\text{ст}_i}$ — толщина i-го стального слоя по ходу; $K_{\Gamma_i}^{\text{КС}}$ — коэффициент, учитывающий прочность i-го стального слоя; n — общее число слоев; $K_{\Gamma_j}^{\text{КС (БПС)}}$ — габаритный коэффициент стойкости j-го слоя наполнителя по КС (БПС); Γ_j — толщина j-го слоя наполнителя по ходу; $K_{\text{М}}^{\text{БПС}}$ — обобщенный коэффициент, учитывающий влияние на стойкость степени разнесения стальных слоев, их числа, средней прочности, углов встречи; $K_{\text{М}_j}^{\text{БПС}}$ — массовый коэффициент стойкости j-го слоя наполнителя по БПС; М_j — стальной эквивалент по массе j-го слоя наполнителя по ходу.

Эквивалент по стойкости против БПС в случае применения малопрочных наполнителей типа полиэтилена, полиуретана и т. п. находят по формуле (7.6), в случае применения высокотвердых наполнителей типа стекла, керамики — по формуле (7.7). Для ориентировочных расчетов коэффициент $K_{\Gamma_i}^{\text{КС}}$ для стальной брони низкой твердости принимают равным 1,1; средней твердости — 1,0; высокой твердости — 0,9. Коэффициент $K_{\text{М}}^{\text{БПС}}$ в многопреградных системах с воздушными зазорами принимают равным 1,15 (большие углы встречи) и 1,05 (малые углы встречи) исходя из допущения, что параметры таких систем оптимизированы. В многослойных системах с наполнителями значение $K_{\text{М}}^{\text{БПС}}$ следует принимать равным 1,0.

Ориентировочные средние коэффициенты стойкости различных наполнителей, встречающихся в составе комбинированных преград, представлены в табл. 7.2.

Приведем примеры оценочного расчета показателей стойкости КБ (см. разд. 7.3.1. и 7.3.2).

Пусть, например, известны габарит и эквивалент по массе (структура неизвестна) вертикальной ($\alpha = 0°$) многослойной преграды со стеклом: Г = 840 мм, М = 427 мм. Известно также, что в состав преграды входят подбой ($\rho = 1$ г/см^3) толщиной около 50 мм и слой воздуха толщиной 100 мм.

Требуется определить эквиваленты по стойкости преграды против КС и БПС.

При решении выполняем следующие действия.

1. По табл. 7.6 находим коэффициенты стойкости преград со стеклом: $K_{\Gamma}^{\text{КС}} = 0{,}75$; $K_{\text{М}}^{\text{КС}} = 0{,}45$; $K_{\Gamma}^{\text{БПС}} = 1{,}4$; $K_{\text{М}}^{\text{БПС}} = 0{,}85$.

2. Из габарита и эквивалента по массе преграды вычитаем соответственно толщину подбоя и слоя воздуха:

Г = 840 мм – (50 + 100) мм = 690 мм,

М = 427 мм – 6 мм = 421 мм (6 мм — эквивалент по массе подбоя).

3. По формуле (7.3) определяем $B_{\text{экв}}^{\text{КС}} = \dfrac{\Gamma}{K_{\Gamma}^{\text{КС}}} = \dfrac{690}{0{,}75} = 920$ мм.

Уточненное среднее значение $B_{\text{экв}}^{\text{КС}}$ с учетом тыльного подбоя составит:

$$B_{\text{экв}}^{\text{КС}} = 920 + 50 \cdot 0{,}36 = 938 \text{ мм}.$$

По формуле (7.4) определяем $B_{\text{экв}}^{\text{БПС}} = \dfrac{\text{М}}{K_{\text{М}}^{\text{БПС}}} = \dfrac{421}{0{,}85} = 495$ мм.

Расчет $B_{\text{экв}}^{\text{БПС}}$ можно проводить и по габаритному коэффициенту стойкости по формуле

$$B_{\text{экв}}^{\text{БПС}} = \frac{\Г}{K_{\Г}^{\text{БПС}}} = \frac{690}{1{,}4} = 494 \text{ мм}.$$

Приведем еще один пример, когда требуется определить эквиваленты по стойкости против КС и БПС преграды с известной структурой (рис. 7.6).

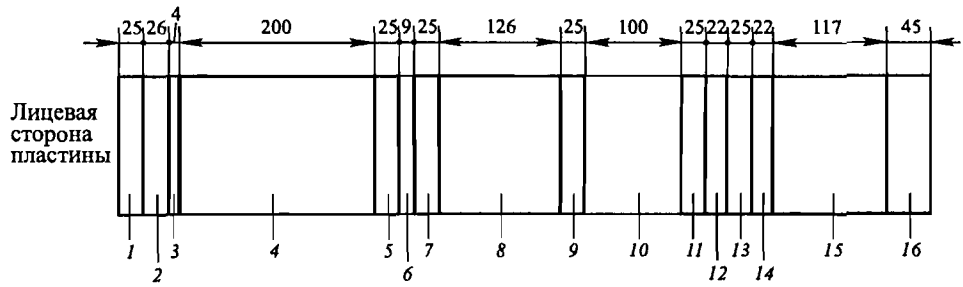


Рис. 7.6. Структура преграды:
1, *5*, *7*, *9*, *11*, *14* — сталь высокой твердости; *2*, *15* — сталь средней твердости; *3* — войлок; *4*, *8* — стекло; *6*, *10* — воздушный зазор; *12* — алюминий; *13*, *16* — подбой

Для решения выписываем данные по слоям:
– суммарная толщина стальных слоев средней твердости 150 мм;
– суммарная толщина стальных слоев высокой твердости 150 мм;
– суммарная толщина стекла 325 мм;
– воздушный зазор 110 мм;
– алюминий 50 мм;
– подбой 50 мм.

Определяем $B_{\text{экв}}^{\text{КС}}$ по формуле (7.5) в соответствии с данными табл. 7.2:

$$B_{\text{экв}}^{\text{КС}} = \frac{\sum b_{\text{ст. ср. тв}}}{1} + \frac{\sum b_{\text{ст. выс. тв}}}{0{,}9} + \frac{\sum b_{\text{стекла}}}{0{,}65} + \frac{\sum b_{\text{алюм}}}{1} + \frac{b_{\text{возд}}}{5} + \frac{b_{\text{подб}}}{2{,}8} =$$

$$= 150 + \frac{150}{0{,}9} + \frac{325}{0{,}65} + \frac{50}{1} + \frac{50}{5} + \frac{50}{2{,}8} =$$

$$= 150 + 167 + 500 + 50 + 10 + 18 = 895 \text{ мм}.$$

По формуле (7.7) определяем $B_{\text{экв}}^{\text{БПС}}$:

$$B_{\text{экв}}^{\text{БПС}} = K_{\text{М}}^{\text{БПС}} \sum b_{\text{ст}} + \frac{\sum b_{\text{стекла}}}{2{,}0} + \frac{b_{\text{алюм}}}{2{,}9} =$$

$$= 1{,}05 \cdot 300 + \frac{325}{2{,}0} + \frac{50}{2{,}9} = 315 + 163 + 17 = 495 \text{ мм}.$$

Заметим, что если преграда содержит слои наполнителей, не представленных в табл. 7.2, то ориентировочный расчет для преграды с наполнителем типа керамики следует проводить, используя коэффициенты стойкости карбида бора; для преград с полимерными и другими материалами и композициями, имеющими твердость и прочность, меньшие, чем у броневой стали, противоснарядную стойкость рассчитывают исходя из примерного равенства стойкости наполнителя и броневой стали средней твердости, эквивалентной данному наполнителю по массе, а противокумулятивную — по габаритному коэффициенту, равному 0,9.

7.4. Проектирование структур броневой защиты

При разработке нового или модернизации существующего танка проектирование броневой защиты сводится к определению одной из групп параметров, перечисленных в табл. 7.7.

После получения технического задания конструктору при проектировании любого изделия приходится решать последовательно три типа задач [7.5]:

1) задачу выбора или поиска наиболее эффективного физического принципа действия для конкретных условий и требований;

2) задачу выбора или поиска наиболее рационального технического решения при выбранном физическом принципе действия;

3) задачу определения оптимальных значений параметров заданного технического решения.

Процесс этот достаточно сложен, он базируется на существующих знаниях о применяемых в бронировании материалах, на закономерностях их поведения при взаимодействии с различными средствами поражения, на конкретных конструктивных решениях. Однако конструктору при поиске оптимального решения приходится действовать в пространстве альтернатив, а зачастую и в условиях неполноты знаний о закономерностях поведения новых структур и конструкций защиты в

интересующих проектировщика областях использования (в силу отличия этих закономерностей, в той или иной степени, от уже существующих).

Таблица 7.7

Варианты соотношений задаваемых и определяемых параметров проектируемой броневой защиты

Вариант	Параметры	
	задаваемые	определяемые
1	Стойкость	Эквивалент по массе сечения, толщина, состав наполнителя
2	Стойкость, эквивалент по массе	Толщина, состав
3	Стойкость, толщина	Эквивалент по массе, состав
4	Толщина, эквивалент по массе	Характеристики наполнителя, обеспечивающие определенную стойкость
5	Толщина, эквивалент по массе, требуемая стойкость	Возможность обеспечения требуемой стойкости в рамках заданных габарита и массы

Решение проблемы нахождения оптимальных структур баллистической защиты танка облегчается и ускоряется, если использовать машинные технологии поискового проектирования. В мировой практике нет специально разработанных процедур для проектирования новых структур (система должна эффективно поддерживать творческий поиск проектировщика), а использование процедурно-ориентированных САПР, пригодных для поддержки проектировщика лишь в стандартных случаях, не может привести к нестандартному решению, так как конструктор в этом случае будет оставаться в рамках уже существующих схемных решений. Вместе с тем в последние годы наметился ряд подходов, наиболее полно описанных, например, в работе [7.6].

Приемлемым подходом является применение *интегрированной* системы проектирования, в которой машинные алгоритмы гибко сочетаются с эвристиками, т. е. действиями проектировщика, опирающимися на базу знаний (экспертную систему).

Такой подход предполагает:

– наличие свода экспертных правил, выдаваемых машиной в виде подсказок в ходе диалога с проектировщиком;

– наличие базы данных о количественных показателях поведения различных броневых структур или их компонентов в различных условиях предполагаемого применения;

– сочетание машинных алгоритмов, воспроизводящих логику и последовательность действий при проектировании, с диалоговым режимом работы проектировщика и машины.

Система экспертных правил. Эта система, используемая при назначении рациональных параметров многослойных защитных структур, — одна из главных составляющих базы знаний, усиливающая интеллект разработчика благодаря выдаче машиной соответствующих подсказок на различных шагах проектирования.

Эта составляющая базы знаний интеллектуализированной системы проектирования является наиболее важной, так как содержит в концентрированном виде опыт, накопленный исследователями и проектировщиками броневой защиты. Данные могут быть использованы в форме подсказок, выдаваемых компьютером в поддержку того или иного решения, принимаемого проектировщиком на любом шаге проектирования. Экспертные правила классифицированы по признаку структуры защиты:

– монолитная стальная броня;

– двух- и многопреградные структуры защиты;

– многослойные (с относительно малопрочными наполнителями) структуры защиты;

– структуры защиты с керамикой.

Общими правилами для всех структур защиты являются следующие:

– толщина лицевых стальных слоев должна быть не менее 30 мм и не более 60 мм по нормали;

– толщина тыльных стальных слоев должна быть не менее 45 мм по нормали.

В качестве примера приведем некоторые правила проектирования многослойных структур защиты с относительно малопрочными наполнителями.

1. Всякое заполнение зазоров между металлическими (стальными, титановыми) броневыми слоями непористым наполнителем, даже имеющим нулевую прочность, повышает стойкость такой структуры для всего диапазона углов встречи по сравнению с равномассовой разнесенной структурой.

2. При малых углах встречи (α = 0...30°) противоснарядная стойкость при прочих одинаковых параметрах структуры (эквивалент по массе, горизонтальная толщина, число слоев и др.) тем выше, чем выше прочность наполнителя. При больших углах встречи (более 45°) наивысшую стойкость имеют структуры с низкоплотными квазижидкими наполнителями типа ПОВ, ПЭУ и т. п. и структуры с относительно малоплотными высокопрочными материалами типа СТБ.

3. Если стойкость структуры с каким-либо новым наполнителем не исследована, но известно, что его прочность ниже, чем у стальной брони, то ориентировочно стойкость рассчитывают из условия равенства стойкости нового наполнителя и стойкости стальной брони равной массы.

Базы данных. Из-за сложности процессов взаимодействия снаряда с броней, зависящих от целого ряда факторов, на предварительных этапах проектирования броневых изделий применяют расчетные методы оценки стойкости танковой брони.

Отработку броневых конструкций и оценку фактической стойкости брони вплоть до настоящего времени проводят главным образом опытным путем, испытывая макеты и броневые изделия в натурных условиях. Изготовление макетов, подготовка и проведение испытаний — достаточно трудоемкая и дорогостоящая работа. Уменьшение числа испытаний и материальных затрат может быть достигнуто использованием накопленного опыта экспериментальных исследований. В связи с этим в течение ряда лет создавались и дополнялись справочные материалы по стойкости брони. Трудности поиска нужной информации среди большого количества результатов испытаний привели к необходимости создания *базы данных* результатов испытаний в виде так называемого электронного справочника. Разработанная в докторской диссертации В.А. Григоряна автоматизированная база данных (БД) объединяет следующие группы:

– БД результатов испытаний;

– БД средств испытаний;

– БД броневых материалов и элементов.

Поиск информации может производиться по одному, двум или трем параметрам (ключам поиска), что позволяет резко сократить время на выбор необходимых данных.

Машинные алгоритмы проектирования структур броневой защиты танка. Бронирование современных танков рассчитывают главным образом из условия непоражения БПС и кумулятивными средствами поражения.

До начала применения комбинированных многослойных броневых систем вопрос о выборе конструктивных параметров брони не представлял особой сложности. При появлении многослойных броневых преград потребовалось согласование многочисленных параметров бронирования: массы брони, габаритов, углов наклона броневых листов, соотношений конструктивных и физико-механических параметров слоев и т. д. Поэтому выбор параметров бронирования на начальных стадиях проектирования и составление алгоритма действий для проектировщиков, занимающихся первоначальной компоновкой узлов и агрегатов танка (в том числе в САПР бронетанковой техники), — одна из главных задач.

На сегодняшний день параметры многослойного бронирования следует выбирать, учитывая прежде всего действие БПС как поражающего средства, в меньшей степени чувствительного к фактору многослойности.

Последовательность операций при выборе параметров бронирования (против БПС) в вариантах 1, 2, 3 (см. табл. 7.7) следующая.

1. Задают экономию массы защитной структуры по сравнению с равностойкой стальной монолитной броней (РСМБ) в виде коэффициента

$$K'_{\text{М}} = \frac{M_{\text{с}}}{B_{\text{экв}}^{\text{БПС}}}, \tag{7.8}$$

где $M_{\text{с}}$ — эквивалент по массе структуры, мм; $B_{\text{экв}}^{\text{БПС}}$ — заданная стойкость против БПС в миллиметрах стальной брони.

Условием экономии массы является соотношение $K'_{\text{М}} \le K''_{\text{М}}$, где $K'_{\text{М}}$ — экономия массы для разрабатываемой структуры; $K''_{\text{М}}$ — то же для лучших известных структур (например, для структуры со стеклотекстолитом $K''_{\text{М}} \approx 0{,}9$).

2. Определяют толщину того или иного наполнителя $b_{\text{н}}$, необходимую для получения заданной экономии массы ΔM при минимально допустимой суммарной толщине лицевого и тыльного слоев стальной брони:

$$B_{\text{экв}}^{\text{БПС}} = b_{\text{ст}} + b_{\text{н}} \big/ K_{\Gamma_{\text{н}}}^{\text{БПС}}, \tag{7.9}$$

$$M_{\text{с}} = b_{\text{ст}} + b_{\text{н}} \rho_{\text{н}} / \rho_{\text{ст}}, \tag{7.10}$$

$$\Delta M^{\text{БПС}} = B_{\text{экв}}^{\text{БПС}} - M_{\text{с}} = b_{\text{н}} \left(1 / K_{\Gamma_{\text{н}}}^{\text{БПС}} - \rho_{\text{н}} / \rho_{\text{ст}}\right), \tag{7.11}$$

откуда $b_н = \Delta M^{БПС} / (1/K_{Г_н} - \rho_н/\rho_{ст})$, где $K_{Г_н} = b_н / b_{РСМБ}$ — габаритный коэффициент стойкости наполнителя (его значения берут из экспериментальных данных).

Чтобы наглядно представить порядок рассчитываемых значений, определим, например, толщину наполнителя (стеклотекстолита) с плотностью $\rho_н = 2$ г/см^3 и габаритным коэффициентом стойкости $K_{Г_н} = 2{,}45$ для получения экономии массы $\Delta M = 100$ мм. По формуле (7.11) получаем $b_н = 100/(1/2{,}45 - 2/7{,}85) = 666$ мм.

3. Определяют по формуле (7.9) толщину наполнителя, необходимую для достижения заданного уровня стойкости: $b'_н = (B_{экв} - b_{ст}) K_{Г_н}$. Полученное значение $b'_н$ сравнивают с толщиной наполнителя $b_н$, обеспечивающей требуемый выигрыш в массе: при $b'_н < b_н$ наполнитель бракуют, при $b'_н > b_н$ его подвергают дальнейшей проверке.

Если наполнитель выбирают по критерию $K_М$, то из формул (7.8) и (7.10) записывают условие

$$(b_{ст} + b_н \rho_н / \rho_{ст}) / B_{экв} \le K'_М,$$

при выполнении которого наполнитель вновь подвергают проверке.

4. Перебирают всю номенклатуру известных наполнителей комбинированной брони и осуществляют их дальнейшую отбраковку по одному из следующих признаков: а) $b_с \to \min$, $M_с \to \min$; б) $b_с \to \min$, $M_с$ — жестко не лимитирована; в) $b_с$ — жестко не лимитирована, $M_с \to \min$.

5. Оставшиеся после отбора по п. 4 конкурирующие наполнители проверяют на выполнение требований по противокумулятивной стойкости:

$$B^{КС}_{экв} = b_{ст} + b_н / K^{КС}_Г \ge B^{КС}_{экв.з},$$

где $B^{КС}_{экв.з}$ — заданный уровень стойкости против КС.

Здесь возможны три случая:

1) если $B^{КС}_{экв} > B^{КС}_{экв.з}$ не более чем на 10 %, то наполнитель принимают;

2) при $B^{КС}_{экв} >> B^{КС}_{экв.з}$ дальнейшее проектирование можно вести по одному из следующих путей: увеличить долю стальной составляющей (при этом неизбежно снижается экономия массы); избыточную стойкость не устранять, а оставить в качестве резерва для ее дальнейшего

повышения (наиболее целесообразный путь); комбинировать наполнители разных типов (второй, более высокий уровень проектирования систем защиты) при условии улучшения или сохранения достигнутых показателей по БПС;

3) при $B_{\text{экв}}^{\text{КС}} < B_{\text{экв.з}}^{\text{КС}}$ необходимо использовать один из следующих способов: увеличить габарит (при наличии резервов); комбинировать наполнители; разработать более эффективный наполнитель.

В зависимости от условий проектирования операции 4 и 5 могут проводиться и в обратной последовательности.

На практике часто приходится решать ряд обратных задач, аналогичных вариантам 4 и 5 (см. табл. 7.7). Их решение требует некоторых предварительных выкладок. Габаритный коэффициент стойкости наполнителя можно выразить формулой

$$K_{\Gamma_{\text{н}}}^{\text{БПС (КС)}} = b_{\text{н}} / (B_{\text{экв}}^{\text{БПС (КС)}} - b_{\text{ст}}).$$

Учитывая, что $b_{\text{ст}} = \Gamma_{\text{с}} - b_{\text{н}}$, где $\Gamma_{\text{с}}$ — габарит структуры, получим для наполнителей из различных материалов семейство гипербол

$$1/K_{\Gamma_{\text{н}}}^{\text{БПС (КС)}} = 1 + (B_{\text{экв}}^{\text{БПС (КС)}} - \Gamma_{\text{с}})/b_{\text{н}}, \qquad (7.12)$$

изображенных на рис. 7.7. При фиксированных значениях стойкости и габарита системы (зависимости *1*, *2*, *3*) есть ограничения применимости формулы (7.12).

Для случая $B_{\text{экв}}^{\text{БПС (КС)}} > \Gamma_{\text{с}}$ семейство гипербол, как вытекает из формулы (7.12), имеет общую точку, определяемую координатами $(B_{\text{экв}}^{\text{БПС (КС)}} - \Gamma_{\text{с}}), 2$; для случая $B_{\text{экв}}^{\text{БПС(КС)}} < \Gamma_{\text{с}}$ — точку $(\Gamma_{\text{с}} - B_{\text{экв}}^{\text{БПС (КС)}}), 0$; для случая $B_{\text{экв}}^{\text{БПС(КС)}} = \Gamma_{\text{с}}$ семейство вырождается в прямую $1/K_{\Gamma_{\text{н}}}^{\text{БПС (КС)}} =$ $= 1$. Из всего семейства конкретную кривую выбирают заданием эквивалента по стойкости $B_{\text{экв}}^{\text{БПС (КС)}}$ и габарита системы ($\Gamma_{\text{с}}$). Каждой толщине наполнителя (абсциссе) на кривых (см. рис. 7.7) отвечает множество коэффициентов стойкости $1/K_{\Gamma_{\text{н}}}^{\text{БПС (КС)}}$, лежащих выше соответствующей ординаты, и наоборот, при заранее известном значении $K_{\Gamma}^{\text{БПС (КС)}}$ можно определить ту область необходимых габаритов, в которой выполняется и перевыполняется требование по стойкости. Полученный результат позволяет также при каком-то одном фиксированном показателе в первом приближении оценить выполнимость или невыполнимость

требований по остальным показателям. Оптимальными решениями в данном круге задач являются точки пересечения гипербол, построенных для $K_{\Gamma}^{\text{БПС}}$ и $K_{\Gamma}^{\text{КС}}$.

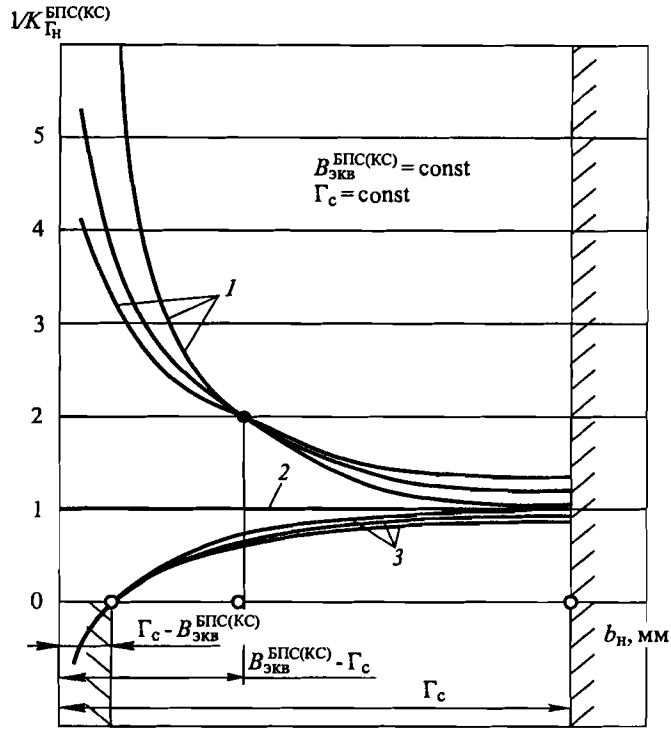


Рис. 7.7. Зависимость габаритного коэффициента стойкости наполнителя $1/K_{\Gamma_н}^{\text{БПС(КС)}}$ от его толщины $b_н$:
1 — $B_{\text{экв}}^{\text{БПС(КС)}} > \Gamma_c$; *2* — $B_{\text{экв}}^{\text{БПС(КС)}} = \Gamma_c$; *3* — $B_{\text{экв}}^{\text{БПС(КС)}} < \Gamma_c$

Следует отметить, что из анализа зависимостей на рис. 7.7 можно сделать важный практический вывод: если наполнитель «выбран» из области верхней ветви зависимостей *1*, т. е. требования по стойкости выполняются на пределе его возможностей, то результаты всегда будут отличаться неустойчивостью и по мере улучшения стойкостных характеристик наполнителя в фиксированном габарите доверительные интервалы результатов испытаний будут расти.

Таким образом, при наличии экспериментальных данных о противоснарядной и противокумулятивной стойкости различных наполнителей можно приближенно решать задачи выбора основных параметров

бронирования главных проекций танка. Алгоритмы решения этих задач закладывают в основу САПР броневой защиты.

Задачами более высокого уровня сложности являются задачи по определению рациональных сочетаний различных наполнителей, оптимального числа стальных слоев в системе, их рациональных толщин, углов наклона броневых систем в целом и слоев в них, а также по учету влияния на коэффициенты стойкости наполнителя углов наклона, скоростей внедрения, наличия подпоров в виде других наполнителей или броневой стали и т. д.; по учету конструктивных мероприятий, направленных на обеспечение необходимой живучести за счет введения перемычек, использования навесных или встроенных конструкций защиты; по учету «периметров» бронирования (днищ, крыш, бортов) и т. д.

Последовательное решение указанных задач позволит постепенно усложнить методический аппарат проектирования систем защиты, расширив возможности предложенной модели.

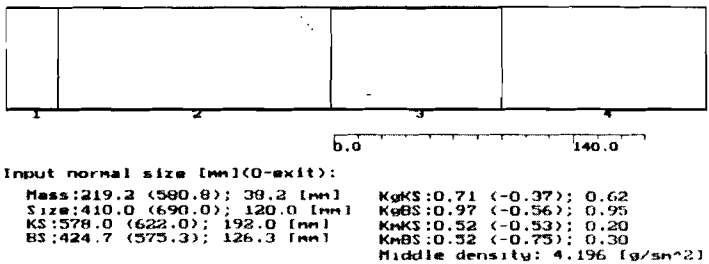
Синтез многослойных защитных структур. Программа выбора основных параметров броневой защиты и синтез защитных структур составляют редактор защитных структур.

Структура брони представляется как набор слоев из различных материалов, которые характеризуются толщиной и углом наклона их тыльных поверхностей. Угол лицевой поверхности слоя равен тыльному углу предыдущего слоя. Такое представление позволяет задавать преграды с клиновидными слоями.

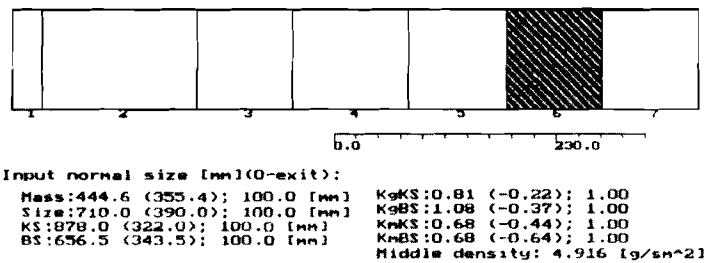
Проектируемая структура отображается на экране, одновременно вычисляются противоснарядная и противокумулятивная стойкость и остающиеся в резерве для назначения следующих слоев габарит и эквивалент по массе преграды. Определяются значения габаритных и массовых коэффициентов. Материалы слоев выбирают из основного списка или из предварительно сформированных файлов. В табличной форме они выводятся на экран. Приводятся значения плотности, а также габаритные и массовые коэффициенты стойкости $K_Г$ и $K_М$. Суммарная стойкость n слоев вычисляется по формулам (7.5) – (7.7).

В программе обеспечены функции работы с файлами структур преграды. Каждый файл содержит ссылку на номер наполнителя и имя файла. Программа включает модуль подготовки начальных данных для математического моделирования процесса взаимодействия поражающего средства с выбранной структурой и модуль взаимодействия с САПР верхнего уровня (бронезащиты в целом). Примеры расчета со-

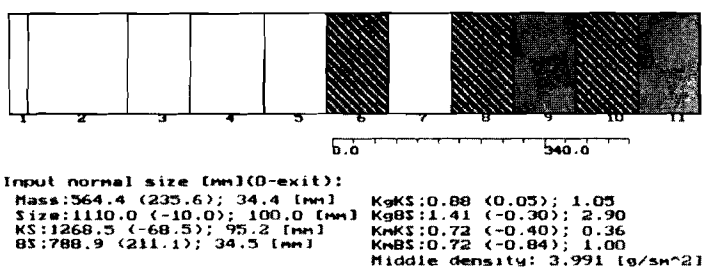
става преграды в виде отдельных шагов диалогового проектирования, отображаемых на экране ЭВМ, представлены на рис. 7.8.



а



б



в

Рис. 7.8. Пример послойного синтеза преграды:
а — начальный; *б* — промежуточный; *в* — окончательный этапы

Разработанные основы проектирования защитных структур обладают рядом полезных свойств:

– дают проектировщику, обладающему даже минимальным опытом в данной области, инструмент рационального проектирования броневой защиты;

– обеспечивают преемственность и непрерывное пополнение передаваемых от одного поколения проектировщиков к другому знаний в данной области;

– являются готовой составной частью САПР броневой защиты танка в целом;

– могут играть обучающую роль.

Список литературы к гл. 7

7.1. Справочник по надежности: Пер. с англ. в 3 т. Т. 1. М.: Мир, 1969.

7.2. *Смирнов Н.В., Дунин-Барковский И.В.* Курс математической статистики для технических приложений. М.: Физматгиз, 1964.

7.3. *Худсон Д.* Статистика для физиков: Пер. с англ. М.: Мир, 1967.

7.4. *Аникина Л.Н., Терехин И.И.* Отработка результатов испытаний преград кумулятивными боеприпасами с использованием гипотезы о нормальном законе распределения глубин проникания // Вопр. оборон. техники. Сер. XX. Вып. 22: Бронетанковая техника. 1971.

7.5. Автоматизация поискового конструирования / Под ред. А.И. Половинкина. М.: Радио и связь, 1981.

7.6. Экспертные системы. Принципы работы и примеры: Пер. с англ. / А. Брунинг, П. Джонс, Ф. Кокс и др.; Под ред. Р. Форсайта. М.: Радио и связь, 1987.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Заинтересованный читатель, ознакомившись с содержанием книги, наверняка сделал очевидный вывод о том, что времена «пассивной», даже многослойной, брони ушли безвозвратно. В самом деле, необходимая защищающая толщина стальной брони с начала 1980-х годов, когда в странах НАТО появилось первое поколение танков с комбинированной броней типа «Чобхем», до наших дней увеличилась не менее чем вдвое и давно превысила порог в 700 мм для защиты от БПС и 1000 мм — от КС. При этом масса основных боевых танков, которые производятся в разных странах, за это же время выросла не более чем на 10 % (причем не только из-за увеличения броневой составляющей) с одновременным повышением всех остальных боевых качеств. Несомненно, в этом немалая заслуга исследователей и проектировщиков баллистической защиты. Заметим, что, хотя этот термин сейчас используется во всем мире (более корректный не предложен), он ничуть не более удачен, чем термин «броневая защита», также грешащий неточностью.

По нашему мнению, революционный скачок в соревновании «снаряд — броня» произошел с появлением и повсеместным распространением так называемой динамической защиты (или, в зарубежной терминологии, реактивной брони). С какого-то момента стало ясно, что броня не может противостоять поражающим элементам современных боеприпасов, только поглощая кинетическую энергию за счет срабатывания и торможения поражающих элементов. Со стороны брони им должен наноситься деструктивный и дестабилизирующий ущерб посредством активного контрвоздействия. И если с кумулятивной струей, обладающей слабой устойчивостью в радиальном направлении, еще можно было бороться, используя для ее разрушения ее же собственную энергию («ячеистая» и «откольная» броня, «вспучивающиеся листы» и т. п.) или внутреннюю энергию наполнителя (стекло, керамика), то эффективно противостоять сердечникам БПС стало возможным лишь с внедрением универсальной динамической защиты, где в качестве ис-

точника энергии для контрвоздействия начали использовать взрывчатые составы. Сама история отработки научно-технических, конструкторских и технологических решений, способствовавших появлению такого рода защиты, заслуживает отдельного повествования, здесь же ограничимся лишь констатацией факта, что с разработкой динамической защиты появилась качественно иная возможность воздействовать на поражающее средство со стороны брони. По всей видимости, в обозримом будущем дальнейшее совершенствование защиты от обычных боеприпасов будет идти по пути организации более точного и энергетически выгодного по времени и месту приложения разрушающего и дестабилизирующего воздействия на поражающий элемент или сам боеприпас с одновременным снижением интенсивности импульсных нагрузок на несущие конструкции бронеузлов.

Что касается необходимых уровней защищенности, то они, по сути, диктуются тенденциями развития соответствующих поражающих средств. Точность прогнозных характеристик здесь играет решающую роль. Сохранение паритета по защищенности требует все большего напряжения сил и средств, и к неблагоприятным последствиям ведут как недооценка возможностей средств поражения вероятного противника, так и их переоценка. Сложность ситуации заключается в том, что принципиальные технические решения по защите, отработанные на предыдущем этапе ее проектирования, как правило, оказываются малополезными, как только возникает необходимость в достижении следующего уровня защищенности, хотя реальные решения все равно не могут не базироваться в значительной степени на знаниях и опыте, накопленных за все предшествующее время. Это обстоятельство служит сильным ограничителем для применения методов стандартного проектирования, так как речь может идти только о новом проектировании.

Многие разработчики различных видов вооружений и военной техники как у нас в стране, так и за рубежом давно пришли к выводу о практической бесполезности процедурно-ориентированных САПР и переходят к интеллектуализированным, в основе которых лежат не базы данных и стандартные алгоритмы, а базы знаний и диалоговые процедуры. В данной книге авторы лишь обозначили подходы к созданию подобной САПР броневых структур. Основные работы еще предстоит выполнить. Тем не менее даже тот ограниченный объем информации, который представлен в книге, вооружает новые поколения исследователей и проектировщиков в области броневой защиты знаниями со-

временного уровня, помогает быстрее освоить весь предшествующий опыт и двигаться дальше.

Ознакомление с материалами книги дает возможность осознать, насколько непроста и увлекательна эта задача — обеспечивать все новые и новые уровни защиты, оставаясь в рамках приемлемых габаритно-массовых характеристик конкретного изделия военной техники. Все достижения в этой области, как правило, лежат на стыке различных областей физических наук и новых технологий. Сейчас достаточно сложно прогнозировать, например, облик защиты танка на более или менее отдаленную перспективу. Известно, что в странах НАТО интенсивно ведутся исследования и разработки по созданию «электрического танка», в котором «электрическая» броня является органическим компонентом защиты, и, как альтернатива современным видам брони, требующим, по мнению зарубежных разработчиков, неоправданно большой массы боевой машины, разрабатываются комплексы универсальной активной защиты. Определенно можно утверждать лишь то, что время, когда те или иные виды защиты можно было разрабатывать и внедрять независимо друг от друга, отдавая предпочтение броневой защите, прошло. Только комплексный учет всех факторов, влияющих на защиту и живучесть изделия, включая общемашинные, позволяет удовлетворить современным требованиям. А такой подход со всей очевидностью выводит проблему создания баллистической защиты на новый, неизмеримо более сложный уровень.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Предисловие 3

Глава 1. Основные противотанковые боеприпасы. Принципы и особенности функционирования 6
1.1. Бронебойные подкалиберные снаряды 6
1.2. Кумулятивные средства поражения 18
1.2.1. Общие сведения о кумулятивном эффекте 18
1.2.2. Теория образования и пробивного действия кумулятивной струи 31
1.2.3. Конструктивные схемы кумулятивных боеприпасов 43
Список литературы к гл. 1 57

Глава 2. Оценка стойкости брони к воздействию бронебойных подкалиберных снарядов и кумулятивных средств поражения 61
2.1. Обозначения и терминология 61
2.2. Методы исследования стойкости брони к воздействию бронебойных подкалиберных снарядов и кумулятивных средств поражения 64
2.2.1. Количественная оценка стойкости брони к воздействию бронебойных подкалиберных снарядов, полученная экспериментальным путем 64
2.2.2. Количественная оценка стойкости брони к воздействию кумулятивных средств поражения, полученная экспериментальным путем 69
2.2.3. Классификация и анализ расчетных методов оценки стойкости брони к воздействию бронебойных подкалиберных снарядов 72
2.2.4. Решение задач высокоскоростного соударения твердых тел численными методами механики сплошных сред 85
Список литературы к гл. 2 95

Глава 3. Стальная монолитная броня 98
3.1. Классификация стальной брони 98
3.2. Механические свойства броневой стали 100
3.3. Марки броневой стали 101

3.4. Модели взаимодействия различных поражающих элементов с монолитной броней ... 105
3.5. Сопротивление брони проникание поражающих элементов бронебойных подкалиберных снарядов ... 110
3.5.1. Исследование зависимости напряженно-деформированного состояния материала преграды от скоростного режима проникания ... 112
3.5.2. Определение сопротивления различных слоев преграды при до- и закритических скоростях проникания ... 122
3.5.3. Влияние угла встречи на сопротивление преграды пробитию ... 135
3.5.4. Универсальный закон сопротивления проникание ... 139
3.6. Кинетика процесса взаимодействия различных поражающих элементов с монолитной броней ... 144
3.6.1. Расчет проникания твердосплавного сердечника бронебойного подкалиберного снаряда ... 144
3.6.2. Расчет проникания срабатывающегося сердечника бронебойного подкалиберного снаряда ... 146
3.6.3. Расчет проникания кумулятивной струи ... 146
3.7. Снижение бронепробивной способности бронебойного подкалиберного снаряда при наличии угла атаки ... 156
3.8. Углы рикошетирования ... 165
Список литературы к гл. 3 ... 166

Глава 4. Двух- и многопреградная броня ... 168
4.1. Анализ развития двухпреградной защиты в мировом танкостроении ... 168
4.2. Основные термины ... 170
4.3. Действие по двух- и многопреградной броне кумулятивных поражающих средств ... 171
4.4. Действие по двух-и многопреградной броне бронебойных подкалиберных снарядов с карбидовольфрамовыми сердечниками ... 174
4.4.1. Силовые и кинематические факторы воздействия первой преграды на карбидовольфрамовые сердечники ... 175
4.4.2. Зависимости стойкости двухпреградной брони от ее конструктивных параметров при воздействии карбидовольфрамовых сердечников ... 198
4.5. Действие по двухпреградной броне оперенных бронебойных подкалиберных снарядов ... 222
4.5.1. Анализ и интерпретация результатов экспериментальных исследований ... 222
4.5.2. Физическая модель взаимодействия оперенных бронебойных подкалиберных снарядов с двухпреградной броней ... 240
Список литературы к гл. 4 ... 251

Глава 5. Комбинированная броня 252
5.1. Противокумулятивная стойкость комбинированной брони с наполнителями «пассивного» и «полуактивного» типов 252
5.1.1. Противокумулятивная стойкость комбинированной брони с наполнителями «пассивного» типа 254
5.1.2. Противокумулятивная стойкость комбинированной брони с материалами и устройствами «полуактивного» типа 274
5.2. Противоснарядная стойкость комбинированной брони с наполнителями «пассивного» и «полуактивного» типов 287
5.3. Комбинированная броня с высокопрочными хрупкими материалами (типа керамики) 299
5.3.1. Противокумулятивная стойкость 302
5.3.2. Противоснарядная стойкость 330
5.3.3. Конструктивное оформление керамики в преграде 372
5.3.4. Технология получения керамики 374
5.3.5. Физико-механические свойства керамики 379
5.3.6. Исследование качества керамических пластин 381
5.4 Расчет взаимодействия кумулятивных и бронебойных подкалиберных снарядов с комбинированной броней 384
5.4.1. Расчет взаимодействия кумулятивных снарядов с комбинированной броней 384
5.4.2. Расчет взаимодействия удлиненного срабатывающегося сердечника с комбинированной броней 387
Список литературы к гл. 5 428

Глава 6. Динамическая защита 431
6.1. Динамическая защита и принцип ее действия 431
6.1.1. Принцип действия динамической защиты, исторические сведения о ее разработке и применении 431
6.1.2. Классификация устройств динамической защиты 435
6.2. Взрывная динамическая защита 439
6.2.1. Основные физические процессы, определяющие проникание кумулятивной струи через динамическую защиту 439
6.2.2. Принципы построения методики расчета проникания кумулятивных струй в преграду, оснащенную динамической защитой 453
6.2.3. Расчет защиты от тандемных кумулятивных боеприпасов 476
6.3. Невзрывная динамическая защита и перспективы ее применения 481
6.3.1. Экспериментальное исследование воздействия невзрывной динамической защиты на кумулятивную струю 483
6.3.2. Ударно-волновое ускорение пластин элемента динамической защиты 485
6.3.3. Кинематика деформирования пластин 489

6.3.4. Влияние свойств материалов элементов невзрывной динамической защиты на их эффективность ... 492
6.3.5. Влияние конструктивных характеристик элементов динамической защиты на их эффективность ... 495
6.4. Особенности взаимодействия динамической защиты с бронебойными подкалиберными снарядами ... 497
6.4.1. Общий анализ проблемы ... 497
6.4.2. Проникание удлиненных ударников из тяжелых сплавов в монолитную преграду ... 502
6.4.3. Рикошет удлиненных ударников от смещающейся преграды ... 505
6.5. Характерные образцы динамической защиты ... 513
6.5.1. Объемные элементы динамической защиты ... 513
6.5.2. Динамическая защита с плоскими элементами динамической защиты ... 514
6.5.3. Условия непередачи детонации между элементами динамической защиты ... 520
6.5.4. Методы снижения ударных нагрузок, возникающих при срабатывании динамической защиты ... 522
6.6. Комбинированная динамическая защита ... 525
6.6.1. Стойкость материалов при нагружении взрывом ... 525
6.6.2. Проникание кумулятивных струй через комбинированную динамическую защиту ... 534
6.6.3. Образование и схлопывание каверны при проникании кумулятивных струй в наполнитель ... 537
6.6.4. Распространение ударной волны в наполнителе ... 541
6.6.5. Исследование модельного устройства комбинированной динамической защиты ... 542
6.6.6. Нагружение устройства динамической защиты со сжимаемым наполнителем неконтактным взрывом заряда взрывчатого вещества ... 543
Список литературы к гл. 6 ... 547

Глава 7. Расчет и синтез структур брони ... 550
7.1. Расчет показателей стойкости брони при воздействии бронебойных подкалиберных снарядов при наличии экспериментальных данных ... 550
7.1.1. Расчет показателей стойкости и защищающих толщин монолитной гомогенной катаной стальной брони ... 550
7.1.2. Расчет показателей стойкости и защищающих толщин литой брони ... 551
7.1.3. Расчет показателей стойкости и защищающих толщин двухпреградной брони ... 551
7.1.4. Расчет показателей стойкости комбинированной брони ... 552

7.2. Расчет показателей стойкости брони при воздействии кумулятивных средств поражения при наличии экспериментальных данных 557
7.2.1. Расчет показателей стойкости и защищающих толщин брони (по справочным данным) 557
7.2.2. Расчетно-экспериментальное определение фактической противокумулятивной стойкости броневых преград по результатам натурных испытаний 561
7.3. Оценочный расчет показателей стойкости брони при отсутствии экспериментальных данных 568
7.3.1. Оценочный расчет показателей стойкости комбинированной брони по габаритно-массовым параметрам бронирования 569
7.3.2. Расчет эквивалента по стойкости при известной структуре комбинированной брони 570
7.4. Проектирование структур броневой защиты 573
Список литературы к гл. 7 583

Заключение 584

Научное издание

Григорян Валерий Арменакович
Белобородько Алина Николаевна
Дорохов Николай Сергеевич
Кобылкин Иван Федорович
Коновалов Александр Васильевич
Маринин Вячеслав Михайлович
Соколов Игорь Владимирович

ЧАСТНЫЕ ВОПРОСЫ КОНЕЧНОЙ БАЛЛИСТИКИ

Редактор *Е.К. Кошелева*
Корректор *О.Ю. Соколова*
Компьютерная верстка *С.А. Серебряковой*
Художник *С.С. Водчиц*

Оригинал-макет подготовлен
в Издательстве МГТУ им. Н.Э. Баумана

Санитарно-эпидемиологическое заключение
№ 77.99.02.953.Д.005683.09.04 от 13.09.2004 г.

Подписано в печать 22.06.06. Формат 70×100/16.
Бумага офсетная. Гарнитура «Таймс». Печать офсетная.
Печ. л. 37. Усл. печ. л. 48,10. Уч.-изд. л. 46,57.
Тираж 500 экз. Заказ 364т

Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана.
105005, Москва, 2-я Бауманская, 5.

Отпечатано с оригинал-макета
в типографии ФКП «НИИ Геодезия»
141292, г. Красноармейск Московской обл.,
проспект Испытателей, 14.

ISBN 5-7038-2798-1

Список замеченных опечаток

Стр.	Строка	Напечатано	Следует читать
12	Рис. 1.2	Капсюль взрывателя	Капсюль-взрыватель
13	Рис. 1.3	Капсюль взрывателя	Капсюль-взрыватель
44	Табл. 1.6 7-я колонка 6-я строка в колонке (относится к TOW2A)	к	к, т
	Табл. 1.6 7-я колонка 7-я строка в колонке (относится к TOW2B)	к	к, СФПЗ
45	Табл. 1.6 1-я строка	ERYX (Франция) …	Всю строку не читать
	Табл. 1.6 7-я колонка 5-я строка в колонке	к	к, т
	Табл. 1.6 1-я колонка	SRAB	SRAW
46	Окончание табл. 1.6 1-я строка 2-я колонка	152	136
	7-я колонка	к	к, т
109	2-я строка	Величины L и l зависят …	зависят …
468	Первая сверху формула		В первом члене добавить сомножитель $\frac{\rho_j}{\rho_{пл}}$
471	Первая сверху формула		Во втором члене вместо U_{y_i} должно быть U_{x_i}
	Вторая сверху формула		В знаменателе во втором члене вместо U_{y_i} должно быть U_i